04
E 1445

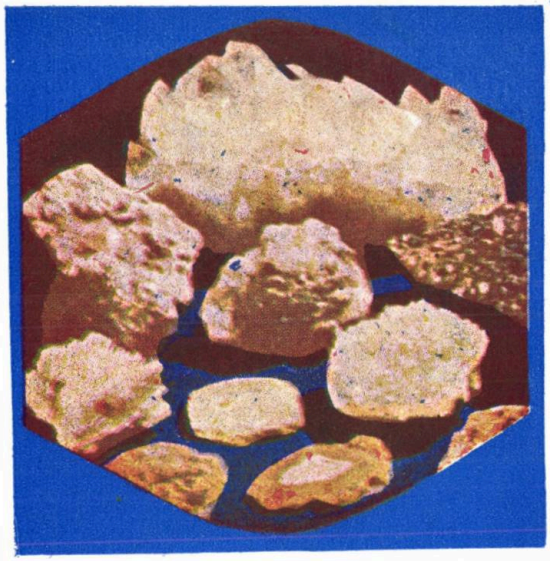
MINE
PETROL
GAZE

BUCUREȘTI – ROMÂNIA ★ Vol. 39, ianuarie 1988 1

THE MINING MINISTRY

CSNB

THE CENTRAL FOR SALT AND NON-METALLIC MINERALS BUCHAREST



CENTRALA SARII SI NEMETALIFERELOR BUCURESTI - ROMANIA, CALEA VICTORIEI 220, SECTOR 1

produce and offer to their customers:

EXTRAFINE SALT

1. Quality:
   NaCl - min. 98,5%
   Cl_2Ca - max. 0,1%
   SO_4Ca - max. 1,2%
   water insoluble substances - max. 0,06%
   humidity - max. 0,15%
   granulation - 0,1-0,5 mm
2. Use: edible ingredient, the pharmaceutical and foodstuff industry
3. Packing: 40-50 kg paper or polyethylene bags or small 1 kg polyethylene bags contained in paper or polyethylene bags

FINE SALT

1. Quality:
   NaCl - min. 99%
   Cl_2Ca - max. 0,15%
   SO_4Ca - max. 0,4%
   water insoluble substance - max. 0,3%
   humidity - max. 0,15%
   granulation - 0,1-1,0 mm
2. Use: edible ingredient, the foodstuff industry
3. Packing: 50-40 kg paper or polyethylene bags or small 1 kg bags contained in paper or polyethylene bags

INDUSTRIAL SALT

1. Quality:
   NaCl - min. 98%
   Cl_2Ca - max. 0,35%
   Cl_2Mg - max. 0,10%
   SO_4Ca - max. 0,90%
   water insoluble substances - max. 1,2%
   humidity - max. 1%
   Granulation: 1. 0-2 mm
   2. 0-4 mm
   3. 0-10 mm
   4. 0-15 mm
2. Use: edible ingredient, the foodstuff industry, the chemical industry, the woodworking industry, the light industry
3. Delivery: in bulk

GROUND CHALK

1. Quality:
   $CaCO_3$ - min. 93%
   SiO_2 - max. 6% (plus insoluble substances)
   Fe_2O_3 - max. 0,7%
   Mn - max. 0,02%
   pH aqueous suspension - 8 (informative)
   humidity - max. 0,5% (at loading)
   granulation - max. 0,5% residue on the Ø 0,056 mm sieve
2. Use: the ceramics industry, animal husbandry
3. Packing: four-ply paper bags of approx. 50 kg ± , 5% tolerance

QUARTZ MASS

1. Quality:
   SiO_2 - min. 98%
   Fe_2O_3 - max. 0,6%
   $Na_2O + K_2O$ - max. 0,3%
   Al_2O - max. 1%
   MgO - max. 0,2%
   CaO - max. 0,4%

Heating stability at 1450°C: 5 minutes
Following granule classes are separately supplied:
0...0063 mm
0...0,5 mm
0,5...1,0 mm
1...2 mm
2...4 mm

2. Use: induction furnace lining
3. Packing: paper bags contained in polyethylene bags

MINE, PETROL ŞI GAZE

ORGAN AL MINISTERULUI MINELOR ŞI AL MINISTERULUI PETROLULUI

ANUL XXXIX

Nr. 1 1988

MŰSZAKI KÖNYVTÁR

CUPRINS

Gâf-Deac, I., Beg, E. **Asupra tehnologiei de săpare a puțurilor prin metoda de foraj cu diametru mare** 5

Mustață, D. **Metodă pentru proiectarea susținerilor mecanizate pentru abataj în asistența calculatorului electronic** 10

Dorobanțu, M. N., Bomboe, P. **Evaluarea cantitativă a stării de eforturi și stabilității rocilor tari în tavanele exploatărilor miniere fără pilieri de susținere** 14

Micheș, Gh., Mircea, I., Gligor, A. **Efectele scurtcircuitului cu arc electric în interiorul aparatelor de comutație cu tip de protecție capsulare antideflagrantă** 18

Popovici Alina **Studii experimentale privind pierderile de presiune în hidrotransportul particulelor solide grele prin conducte** 22

Mocuța, Șt. Tr. **Considerații privind forajul de îndesire și creșterea recuperării țițeiului** 26

Avram, L. **Asupra transmisiei căldurii rezultate din exotermia cimentului la sondele cu diametre mari** 37

Dorobanțu, N. **Stabilizarea țițeiului prin destindere în vacuum, încălzire și stripare cu gaze (I)** 42

Informații

COLEGIUL DE REDACȚIE

Președinte: ing. **Vasile-Gheorghe Scripăț-Florescu**; *vicepreședinți:* dr. ing. **Gheorghe Aldea** și ing. **Traian Cojocaru**; *membri:* ing. **Teodor Boru**, ing. **Gheorghe Boteanu**, ing. **Alexandru Butac**, ing. **Minea Ene**, prof. dr. ing. **Dumitru Fodor**, dr. ing. **Iancu Geangălă**, ing. **Gheorghe Giuclea**, ing. **Ion Gâf-Deac**, dr. ing. **Mircea Guran**, ing. **Ion Mărăscu**, ing. **Ion Mitrea**, dr. ing. **Florea Neagu**, ing. **Nicolae Pantilie**, ing. **Mircea Refec**, ing. **Aurel Sandu**, dipl. univ. **Elena Vrânceanu**, *redactor.*

REZUMATE

C.Z. 622.252.8

Gâf-Deac, I., Beg, E. *Asupra tehnologiei de săpare a puțurilor prin metoda de foraj cu diametru mare*

Procedeul de foraj cu diametru mare face parte din categoria tehnologiilor de săpare neconvențională. Se propun o serie de criterii de alegere a tehnologiei respective, precum și o variantă a acestei tehnologii. Se prezintă cerințele metodei, avantajele și dezavantajele acesteia.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 39, nr. 1, 1988

C.Z. 622.284 :681.327.2

Mustață, D. *Metodă pentru proiectarea susținerilor mecanizate pentru abataj în asistența calculatorului electronic*

Se propune un „sistem expert", extrem de flexibil, specializat în industria minieră, care să poată fi mulat pe orice tip de susținere mecanizată, deosebit de util pentru minele bazinului carbonifer Valea Jiului, denumit SMAS. Procedura automată SMAS cuprinde trei etape: analiza cinematică a susținerii, analiza cinetoscopică a susținerii mecanizate și calculul de rezistență al susținerii.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 39, nr. 1, 1988

C.Z. 622.023.2 :622.831 :622.286

Dorobanțu, M. N., Bomboe, P. *Evaluarea cantitativă a stării de eforturi și a stabilității rocilor tari în tavanele exploatărilor miniere fără pilieri de susținere*

Se testează problema determinării dimensiunilor maxime ale camerelor subterane nesusținute, considerînd că roca în care se execută lucrarea face parte din categoria rocilor tari, cu proprietăți fizico-mecanice care îi conferă un grad sporit de rezistență, în raport cu alte tipuri de roci, și că gradul de fisurație nu influențează fundamental aceste proprietăți.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 39, nr. 1, 1988

C.Z. 622.235.432 :622.861.1

Micheș, Gh., Mircea I., Gligor, A. *Efectele scurtcircuitului cu arc electric în interiorul aparatelor de comutație cu tip de protecție capsulare antideflagrantă*

Cercetările au avut ca obiect analiza minuțioasă a echipamentelor avariate, precum și încercarea unor modele experimentale vizînd, în special, studierea influenței scurtcircuitului cu arc electric asupra capsulărilor antideflagrante și perfecționarea protecției.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 39, nr. 1, 1988

C.Z. 622.693.4

Popovici Alina *Studii experimentale privind pierderile de presiune în hidrotransportul particulelor solide grele prin conducte*

Pierderile de presiune prin frecare ale hidromasei — strîns legate de panta topografică a terenului pe care sînt pozate conductele — influențează, în final, prețul hidrotransportului și consumul de energie electrică, mai ales atunci cînd liniile de hidrotransport sînt pozate aproape orizontal sau de-a lungul lor sînt neregularități importante de teren. Studiile efectuate de autor contribuie la documentarea proiectelor tehnice în hidrotransportul concentratelor de sulfuri și oxizi de metale din România.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 39, nr. 1, 1988

C.Z. 622.245.5 :528.952

Mocuța, Șt. Tr. *Considerații privind forajul de îndesire și creșterea recuperării țițeiului*

Articolul aduce în discuție aspecte privind influența modelului de zăcămînt asupra distanței dintre sonde, probleme privind relația între distanța dintre sonde și eficiența recuperării, precum și cîteva dintre cele mai tipice exemple de zăcăminte din România, la care au fost aplicate programe de creștere a recuperării cuprinzînd și forajul de îndesire.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 39, nr. 1, 1988

C.Z. 622.245.42

Avram, L. *Asupra transmisiei căldurii rezultate din exotermia cimentului la sondele cu diametre mari*

Cu ajutorul unui termometru electronic de concepție proprie, autorul determină temperatura în mai multe puncte ale unui dispozitiv care simulează procesul exotermic al cimentării coloanelor cu diametre mari. Se urmărește astfel posibilitatea determinării cantităților de căldură transmise de sursă (tranșa de cimentare) elementelor adiacente acesteia.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 39, nr. 1, 1988

C.Z. 622.69

Dorobanțu, N. *Stabilizarea țițeiului prin destinderea în vacuum, încălzire și stripare cu gaze (I)*

Lucrarea prezintă o metodă și o instalație de recuperare a hidrocarburilor volatile, care se pierd în atmosferă din actualul sistem de colectare-depozitare-transport al țițeiului, precum și avantajele acestei metode.

Mine, Petrol și Gaz, vol. 39, nr. 1, 1988

CONTENTS

C.Z. 622.252.8

Gâf-Deac, I., Beg, E. *Technology for the digging of shafts by means of the large diameter drilling method*

The large diameter drilling method belongs to the non-traditional drilling technologies. A number of criteria regarding the choosing of the respective technology as well as a variant of this technology are presented. The requirements, advantages and disadvantages of the method are also presented.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 1, 1988

C.Z. 622.284 :681.327.2

Mustaţă, D. *Method for the design of powered supports for stopes by the help of the electronic computer*

The article presents an extremely flexible ,,expert system'' called SMAS, specialised for the mining industry,which can be adapted to any type of powered supports and particularly useful for the coal mines in the Jiu Valley basin. The SMAS automatic system has three stages : the cynematic analysis of the support, the cynetostatic analysis of the powered support and the calculations for the resistance of the support.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 1, 1988

C.Z. 622.023.2 :622.831 :622.286

Dorobanţu, M. N. Bomboe, P. *The quantitative evaluation of pressures and hard rock stability in the roofs of mines without supporting pillars*

The problem concerning the determination of the maximum sizes for the unsupported underground rooms is tested, considering that the rock where the respective work is being done belongs to the cathegory of hard rocks, having physico-mechanical proprieties which give it a higher degree of resistance, in comparison with the rock types and that the degree of failure does not basically influence these proprieties.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 1, 1988

C.Z. 622.235.432 :622.861.1

Micheş, Gh., Mircea, I., Gligor, A. *The effects of the electric arch shortcircuit in protective explosion-proof enclosed switches*

The research work was directed to the thorough analysis of the faulty equipment, as well as to the trial of experimental models, particularly studying the electric arch short circuit influence on the explosion-proof enclosures and the improvement of security.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 1, 1988

C.Z. 622.693.4

Popovici Alina *Experimental studies regarding the pressure drops in the hydro- conveying of heavy solid particles in pipelines*

The pressure drops due to the friction of the hydromass, in close connection with the topographical slope of the place where the pipelines are installed, finally influences the cost of hydro-conveying and the electrical power consumption, particularly when the hydroconveying lines are lain almost horizontally or along irregularities of the terrain. The rerearch work done by the author contributes to the documentation for the technical design of hydro-conveying systems used for metal sulphides and oxides in Romania.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 1, 1988

C.Z. 622.245.5 :528.952

Mocuţa, St. Tr. *Considerations regarding high density drilling and the increase of crude recovery*

The article discusses some aspects concerning the influence of the deposit model on the distance between wells, some problems about the relationship between distance and the efficiency of recovery, as well as some of the most typical examples of Romanian deposits, where means for the impro, vement of recovery, the high density drilling among then, have been used.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 1, 1988

C.Z. 622.245.42

Avram, L. *The transfer of heat resulting from the exotermy of cement in large diameter wells*

By means of an electronic thermometer of his own design, the author determines the temperature in several points of a device which simulates the exotermic process of large diameter column cementation. Thus, the possibility for the determination of the heat quantities transfer by the source (cementation portion) to the adjacent elements is studied.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 1, 1988

C.Z. 622.69

Dorobanţu, N. *The stabilisation of crude oil by vacuum expansion, heating ane gas stripping (1)*

The article presents a method and an installation for the recovery of volatile hydrocarbons which are lost in the atmosphere with the existing system for the collecting-storing--transport of oil, as well as the advantages of this method.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 1, 1988

СОДЕРЖАНИЕ

C.Z. 622.252.8

Гыф-Деак, И., Бег, Е. *О технологии проведения стволов методом бурения большого диаметра*

Способ бурения большого диаметра является неусловной технологией проведения. Предложены ряд критериев выбора соответственной технологии, а также вариант такой технологии. Представлены требования, выгоды и недостатки метода.

Ключевые слова: технология, ствол, бурение, большой диаметр, способ, вариант, выгоды.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 1, 1988

C.Z. 622.284 :681.327.2

Мустацэ, Д. *Метод проектирования забойных механических крепей с помощью ЭВМ*

Предложена «экспертная система», очень гибкая, специализирована для горной промышленности, которая может быть приспособлена для всякого типа механической крепи, очень полезная для шахт угольного бассейна Валя Жиулуй, названа СМАС. Автоматизированная процедура СМАС содержит три этапа: кинематический анализ крепи, кинетостатический анализ механической крепи и расчёт устойчивости крепи.

Ключевые слова: метод, проектирование, механические крепи, ЭВМ, экспертная система, угольный бассейн.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 1, 1988

C.Z. 622.023.2 :622.831 :622.286

Доробанцу, М. Н., Бомбое, П. *Количественная оценка напряжённого состояния и устойчивости твёрдых пород в кровлях угольных шахт без предохранительных целиков*

Проверяется вопрос определения максимальных размеров подземных незакрепленных камер, считая что породы в которых проводится выработка принадлежат твёрдым породам, с физико-механическими свойствами повышенной прочности, по сравнению с другими типами пород, и что трещиноватость не влияет коренно на эти свойства.

Ключевые слова: оценка, напряжённое состояние, устойчивость, твёрдые породы, свойства, тещиноватость.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 1, 1988

C.Z. 622.235.432 :622.861.1

Микеш, Г., Мирча, И., Глигор, А. *Эффекты короткозамыкания с электрической дугой внутри переключительных аппаратов типа защиты с оболочкой искробезопасного исполнения*

Исследования относились подробного анализа дефектного оборудования, а также испытания на экспериментальных моделях имея в виду в первую очередь изучение влияния короткозамыканий с электрической дугой на оболочки искробезопасного исполнения и усовершенствование защиты.

Ключевые слова: эффекты, короткозамыкание, защита, искробезопасное исполнение, исследования.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 1, 1988

C.Z. 622.693.4

Попович Алина *Экспериментальные изучения напорных потерей при гидротранспорте тяжёлых твёрдых частиц через проводы*

Напорные потери трением гидромассы — тесносвязанные топографической конфигурацией земли на которой смонтированы проводы — влияют на стоимость гидротранспорта и расход электроэнергии, особенно в случае горизонтальной укладки или неравномерностей земли вдоль проводов. Исследования автора содействуют документации технических проектов для гидротранспорта сульфидных и окислых металлических концентратов в Румынии.

Ключевые слова: напорные потери, гидротранспорт, конфигурация земли, проводы, технические проекты.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 1, 1988

C.Z. 622.245.5 :528.952

Мокуца, Ш т. Тр. *Соображения о повышении числа скважин на единице поверхности и повышении отдачи нефтяного пласта*

Статья представляет влияние модели месторождения на расстояние между скважинами, связь между растоянием скважин и эффективностью отдачи нефтяного пласта, а также несколько типичных примеров месторождений в Румынии, где были применены программы повышения отдачи нефтяного пласта, включая и бурение с повышенным числом скважин.

Ключевые слова: соображения, повышение, отдача нефтяного пласта, эффективность, примеры.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 1, 1988

C.Z. 622.245.42

Аврам, Л. *Передача тепла, вытекающего из экзотермии цемента на скважинах больших диаметров*

С помощью электронного термометра, разработанного автором, определяется температура в много точках устройства, симмулирующего экзотермический процесс цементации труб больших диаметров. Так можно определить количества тепла, переданного источником (цементация) прилегающим элементам.

Ключевые слова: передача тепла, экзотермия, цементация, скважины, большой диаметр, определение.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 1, 1988

C.Z. 622.69

Доробанцу, Н. *Стабилизация нефти вакуумным расширением, отоплением и отгонкой лёгких фракций газами* (I)

Статья представляет новый метод и установку рекуперации летучих углеводородов, потерянные в атмосфере из настоящей системы собирания-складирования-транспорта нефти, а также выгоды этого метода.

Ключевые слова: стабилизация, нефть, вакуумное расширение, отопление, отгонка лёгких частиц, рекуперация, выгоды.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 1, 1988

SOMMAIRE

C.Z. 622.252.8

Gâf-Deac, I., Beg, E. *Sur la technologie de fonçage des puits par la méthode de forage à grand diamètre*

Le procédé de forage à grand diamètre fait partie de la catégorie des technologies de fonçage non-conventionelles. On propose une série de critères de choix de la technologie respective, de méme qu'une variante de cette technologie. On présente les conditions de la méthode, les avantages et les desavantages de celle-ci.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 1, 1988

C.Z. 622.284 :681.327.2

Mustaţă, D. *Méthode pour la projéction des soutènements marchants pour l'abattage avec l'assistance du calculateur électronique*

On propose un ,,système expert'', extrémement flexible spécialisé dans l'industrie minière, qui puisse être adapté à n'importe quel type de soutènement marchant, très utile pour les mines du bassin carbonifere Valea Jiului, dénommé SMAS. La procédure automate SMAS comprend trois étapes : l'analyse cinématique du soutènement, l'analyse cinétostatique du soutènement marchant et le calcul de résistence du soutènement.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 1, 1988

C.Z. 622.023.2 :622.831 :622.286

Dorobanţu, M. N., Bomboe, P. *L'évaluation quantitative de l'état d'effort et de la stabilité des roches dures dans les toits des exploitations minières sans piliers de soutènement*

On analyse le problème de la détermination des dimmensions maximes des chambres souterraines sans soutènement, en considérant que la roche dans laquelle on execute le travail fait partie de la catégorie des roches dures, avec des proprietés physiques-mécaniques qui lui confèrent un degré élevé de résistence, par rapport à d'autres types de roches et que le degré de fissuration n'influence pas fondamentallement ces proprietés.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 1, 1988

C.Z. 622.235.432 :622.861.1

Micheş, Gh. Mircea, I., Gligor, A. *Les effets du court-circuit à l'arc électrique à l'intérieur des appareils de commutation à protéction par capsulage antidéflagrant*

Les recherches ont eu comme objet l'analyse détaillée des équipements avariés, de même que l'essai de quelques modèles expérimentaux ayant comme but l'étude de l'influence des court-circuits à l'arc électrique sur les capsulages antidéflagrants et le perfectionnement de la protéction.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 1, 1988

C.Z. 622.693.4

Popovici Alina *Etudes experimentalles concernant les pertes de pression dans le hydrotransport des particules solides lourdes par les conductes*

Les pertes de pression par le frottement de la hydromasse-étroitement liés à la pante topographique du terrain sur lequel sont mises les conductes—influencent finalement le coût du hydrotransport et la consommation de l'énergie électrique, surtout quand les lignes de hydrotransport sont amplasées près que horizontallement ou le terrain présente des irrégulièretés importantes. Les études effectués par l'auteurs contribuent à la documentation des projets téchniques dans le hydrotransport des concentrés de sulphures et d'oyxdes de métaux de Roumanie.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 1, 1988

C.Z. 622.245.5 :528.952

Mocuţa, Şt. Tr. *Considérations concernant le forage de tassement et l'augmentation de la récupération de la huile*

L'article met en discussion des aspects concernant l'influence du modèle de gisement sur la distance entre les puits, des problèmes concernant la relation entre la distance entre les puits et l'efficience de la récupération et quelques-uns des exemples les plus typiques de gisements de la République Socialiste de Roumanie auxquels on a appliqué les programmes d'augmentation de la récupération, y compris le forage de tassement.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 1, 1988

C.Z. 622.245.42

Avram, L. *Sur la transmission de la chaleur résultée de l'exothérmie du ciment aux puits à grand diamètre*

A l'aide d'un thérmomètre électronique de conception propre, l'auteur détermine la température dans plusieurs points d'un dispositif qui simule le processus exothérmique de la cimentation des colonnes à grande diamètre. On suive ainsi la possibilité de la détermination des quantitésde chaleur transmises par la source (la tranche de cimentation) aux éléments adjacents.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 1, 1988

C.Z. 622.69

Dorobanţu, N. *La stabilisation de la huile par la détention dans le vacuum, réchauffage et strippage aux gaz (I)*

L'ouvrage présente une méthode et une installation de récupération des hydrocarbures volatiles, qui se perdent dans l'atmosphère du système actuel de collecte-stockage-transport la huile, de même que les avantages de cette méthode.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 1, 1988

INHALT

C.Z. 622.252.8

Gâf-Deac, I., Beg, E. *Über die Technologie des Schachtteufens durch Grosslochbohrungsmethode*

Das Grosslochbohrungsverfahren gehört zu den unkonventionellen Schachtteufentechnologien. Vorgeschlagen werden Kriterien für die Wahl der betreffenden Technologie, sowie eine Variante dieser Technologie. Vorgestellt werden die Forderungen, die Vor- und Nachteile der Methode.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 1, 1988

C.Z. 622.284 :681.327.2

Mustaţă, D. *Methode für die durch den elektronischen Rechner gestützte Konstruktion der mechanisierten Strebausbauausrüstungen*

Vorgestellt wird das äusserlich flexible, für die Bergbauindustrie spezialisierte, „Expert-System", das für irgenwelche Type von mechanisierten Ausbau geeignet ist. Das System ist sehr nutzlich für die Gruben des Kohlenreviers Jiu Tal und wird SMAS gezeichnet. Das automatische Verfahren SMAS enthält drei Stufen': die kinematische Analyse, die kineto-statische Analyse und die Beständigkeitsrechnung des Ausbaus.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 1, 1988

C.Z. 622.023.2 :622.831 :622.286

Dorobanţu, M. N., Bomboe, P. *Die quantitative Einschätzung des Spannungszustandes und der Stabilität des Hartgesteins in den Hangenden der Grubenbaue ohne Ausbaupfeiler*

Geprüft wird das Problem der Bestimmung der maximalen Abmessungen der untertägigen unausgebauten Kammern, unter der Voraussetzung, dass der betreffende Grubenbau im Hartgestein aufgefahren wird. Dieses Gestein weisst physikalische und mechanische Eigenschaften auf, welche eine erhöhte Beständigkeit gegenüber andere Gesteintypen bietet, unter der Voraussetzung dass die Rissbildungsweise diese Eigenschaften grundsätzlich nicht beeinflüsst.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 1, 1988

C.Z. 622.235.432 :622.861.1

Micheş, Gh., Mircea, I., Gligor, A. *Die Einwirkungen des elektrischen Bogenkurzschlusses in den Schaltgeräten mit Explosionsschutzkapselung*

Gegenstand der Forschungen war die ausführliche Überprüfung der havarierten Geräte sowie die Versuche einiger experimentellen Modelle mit dem Zweck der Studierung der Einwirkung des elektrischen Bogenkurzschlusses auf die Explosionsschutzkapselungen und der Verbesserung des Schutzes.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 1, 1988

C.Z. 622.693.4

Popovici Alina. *Experimentelle Studien betreffend die Druckverlusste in der hydraulischen Forderung der schweren Feststoffpartikeln durh Rohrleitungen*

Die durch Reibung verursachten Druckverlusste der Hydromasse — welche in engem Zusammenhang mit der topographischen Gefälle des Feldes auf welchen die Rohrleitungen gelegt sind, sich befinden — beeinflüssen letzten Ende, den Preis der Hydroförderung und den Verbrauch von elektrischer Energie, insbesondere dann, wenn die Hydroförderungslinien fast horizontal oder auf Feldunebenheiten gelegt weden. Die von dem Verfasser durchgeführten Studien tragen zu der Begründung der technischen Projekte in der Hydroforderung der Konzentrate von metallischen Sulphiden und Oxyden in Rumänien, bei.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 1, 1988

C.Z. 622.245.5 :528.952

Mocuţa, Şt. Tr. *Betrachtungen über die Verdickungsbohrungen und die Erhöhung der Erdölgewinnung*

In dem Artikel werden Aspeckte betreffend den Einfluss des Lagerstättenmodells über den Abstand zwischen Bohrungen, Probleme betreffend das Verhältnis des Abstrandes zwischen Bohrungen und die Effizienz der Gewinnung und einige der typischsten Beispiele von Lagerstätten aus S. R. Rumänien an welchen Programme für die Erhöhung der Erdölgewinnung, einschliesslich Verdickungsbohrungen angewendet wurden.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 1, 1988

C.Z. 622.245.42

Avram, I. *Uber die Übertragung der aus der Zementexothermie resultierenden Wärme bei den Bohrungen mit grossem Durchmesser*

Mit Hilfe eines elektronischen Thermometers eigener Konzeption bestimmt der Verfasser die Temperatur in mehreren Punkten einer Vorrichtung, welche das exothermische Prozess der Rohrhfahrten mit grossem Durchmesser simuliert. In dieser Weise verfolgt man die Möglichkeit der Bestimmung der Wärmenmengen, welche von der Quelle (die Zementierungstranche) den nebestehenden Elementen übertragen werden.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 1, 1988

C.Z. 622.69

Dorobanţu, N. *Die Erdölstabilisierung durch Vakuumausdehnung, Erwärmung und Gasentoppen (I)*

Die Arbeit stellt eine Methode und eine Anlage für die Rückgewinnung der flüchtigen Kohlenwasserstoffe, welche in den gegenwärtigen System Sammlung — Lagerung — — Transport des Erdöls in der Atmosphäre verloren gehen, sowie die Vorteile dieser Methode, vor.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 1, 1988

Revista MINE, PETROL şi GAZE este editată de Oficiul de informare documentară pentru industria minieră, Bucureşti, Calea Victoriei 220, sector 1, cod. 71104. C.P. 22 — 146, telefon 59.29.75.
Tiparul: Întreprinderea poligrafică „Informaţia" str. Brezoianu nr. 23 — 25, Bucureşti c. 1723
Preţul: 13 lei/exemplar
Grafica: A. Socaciu

Asupra tehnologiei de săpare a puțurilor prin metoda de foraj cu diametru mare

Ing. I. Gâf-Deac, ing. E. Beg
Ministerul Minelor

I. Aspecte generale

O dată cu epuizarea rezervei stratelor de cărbuni acoperitoare din pachetele exploatabile, în minele de lignit și huilă din țara noastră, se impune prelungirea (adîncirea) lucrărilor miniere de deschidere, sectorizarea lor funcțională sau executarea unor noi construcții subterane de acest gen.

Necesitatea creșterii continue a nivelurilor la producția de cărbune implică cerințe sporite pentru activități conducătoare în proiectarea, realizarea și valorificarea capacităților de producție. Volumul de deschideri și pregătiri ale zăcămintelor de cărbuni cuprinde activități concrete care se referă la aspecte legate de:

- proiectarea lucrărilor miniere în perimetre exploatabile noi;
- optimizarea funcțiunilor lucrărilor miniere de deschidere deja executate, pentru a servi ca bază de intrare în perimetre miniere adiacente, cu un volum de galerii și puțuri mai redus decît cel care s-ar fi executat în cazul unui proiect nou;
- aplicarea unor noi scheme de deschidere mai economicoase, cu un volum de lucrări miniere mai redus;
- realizarea secțiunii lucrărilor miniere mai funcționale, cu multiple posibilități de serviciu pentru aeraj, circulația personalului, creșterea capacității de transport cu vase mai mari, transportul complexelor mecanizate de abataj etc.

Aplicarea corespunzătoare a metodelor de exploatare conduce la folosirea rațională a lucrărilor de deschidere.

Amplasarea abatajelor în retragere, dinspre extremitățile cîmpului minier convențional stabilite, în special în minele de lignit, evită presiunile provenite din zonele exploatate. În această situație se execută galerii de deschidere mai lungi în primă fază, cu dezavantajul relativ că termenul de punere în funcțiune a noilor capacități este mai îndepărtat. În timp însă, avantajele apar prin:

— realizarea unei rezerve deschise mai sigure, pe un interval de timp mai lung;

— cunoașterea anticipată a condițiilor de zăcămînt, prin traversarea cîmpului minier cu lucrări de deschidere și obținerea de elemente pentru fundamentarea deciziilor privind modul de extracție (tehnologie, dotare), evitîndu-se astfel zonele nefavorabile, greu exploatabile;

— asigurarea condițiilor pentru degazarea anticipată a stratelor de cărbune, în cazul minelor de huilă;

— crearea posibilităților pentru executarea din timp a lucrărilor de asecare a minelor de lignit.

Desigur, cheltuielile de întreținere au nivel planificat mai mare în primă fază, dar acestea scad pe măsura derulării exploatării în perimetrul respectiv.

Corelarea volumului de puțuri și galerii de deschidere cu volumul planificat de creștere a extracției de cărbune reflectă tehnologic o legătură între nivelul de realizare a producției și volumul de lucrări de deschidere aferent (fig. 1).

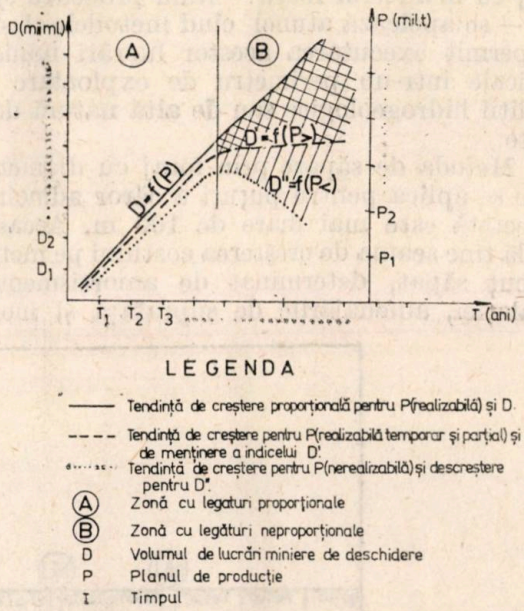


Fig. 1. Legătura între nivelul producției miniere realizabile și volumul de lucrări miniere de deschidere aferent.

Metodele de deschidere includ tot mai mult, în unele bazine de exploatare a lignitului din țara noastră, executarea de puțuri de extracție și de aeraj.

În această situație, recurgerea la metodele speciale de săpare a puțurilor este mai frecventă, mai ales în contextul deschiderii unor zăcăminte cu condiții hidrogeologice și miniere dificile.

Printre tehnologiile neconvenționale, care pătrund în categoria metodelor speciale de săpare a lucrărilor miniere verticale se numără și procedeul de foraj cu diametru mare.

În România există experiență acumulată pentru această metodă, mai ales prin puțurile

forate în unele zone din Transilvania, fapt pentru care considerăm că unele elemente noi, cu posibilitate de aplicare și generalizare, este necesar să fie cunoscute, pentru extinderea procedeului într-o gamă mai largă de condiții.

II. Asupra criteriilor de alegere a tehnologiei de săpare a puțurilor prin foraj cu diametru mare

Decizia săpării puțurilor prin tehnologii neconvenționale sau speciale se sprijină pe conținutul unor criterii de alegere, care este necesar să fie interpretate printr-un sistem interdependent.

Analizînd — practic — situația în care se apelează la tehnologia de foraj cu diametru mare pentru săparea puțurilor, pe baza experienței din unele țări cum sînt U.R.S.S., R.F. Germania, R. P. Chineză și altele, se desprind, în principal, următoarele criterii de aplicare.

1. La metoda de săpare a puțurilor prin foraj cu diametrul mare — fiind procedeu special — se apelează atunci cînd metodele clasice nu permit executarea acestor lucrări miniere verticale într-un perimetru de exploatare cu condiții hidrogeologice sau de altă natură deosebite.

2. Metoda de săpare prin foraj cu diametru mare se aplică pentru puțuri a căror adîncime proiectată este mai mare de 100 m. Această regulă ține seama de creșterea costului pe metru de puț săpat, determinat de amortismentul instalației, amenajările de suprafață și montaj pentru începerea activităților propriu-zise.

Această metodă de săpare a puțurilor este indicată atunci cînd adîncimea proiectată a puțurilor este de peste 100 m și sub această cotă, în adîncime, se interceptează formațiuni cu roci curgătoare de tipul nisipurilor acvifere (borchișuri) sau alte situații hidrogeologice și de structură grele.

Datorită adîncimii relativ mari și poziției în care se află borchișurile, aplicarea metodei prin congelare nu este oportună, întrucît orientarea forajelor pentru realizarea înghețării este dificilă, iar consumul de frigorii ridicat.

3. În situația în care formațiunile de nisipuri puternic acvifere sau de roci instabile sînt situate la adîncimi de pînă la 100 m (fig. 2) nu este recomandabil să se aplice metoda de foraj cu diametru mare, întrucît procedeul prin congelare este mai bine stăpînit pe adîncimi mici; totodată, metoda congelării este mai practică și nu necesită instalații complicate. După blocarea prin congelare a zonelor cu probleme hidrogeologice sau tectonice, se recurge la tehnologia clasică de săpare, cu îmbunătățiri ale parametrilor utilajelor de perforare și evacuare a materialului derocat, pentru creșterea vitezelor de avansare.

Aceste criterii de aplicare a metodei de săpare a puțurilor prin foraj cu diametru mare nu sînt limitate ca număr și elemente de conținut, dar se constituie în restricții care trebuie luate în considerare la promovarea deciziei de alegere a tehnologiei de săpare.

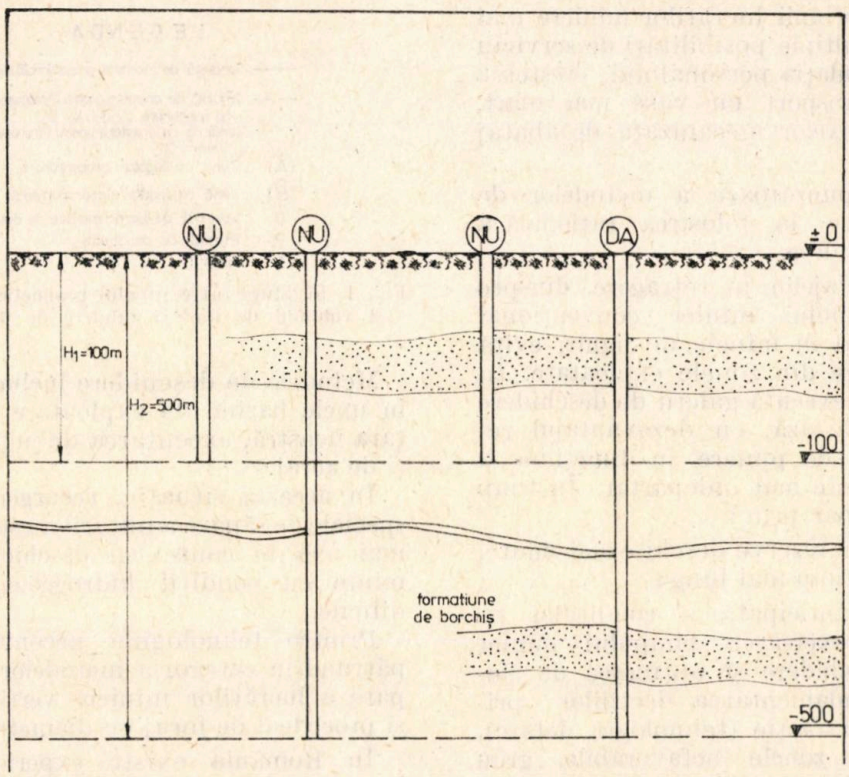


Fig. 2. Criterii de aplicare a metodei de săpare a puțurilor prin foraj cu diametru mare.

III. O variantă a tehnologiei de săpare a puțurilor prin foraj cu diametru mare

O tehnologie de săpare a puțurilor prin foraj, aplicată și validată în citeva țări ale lumii, se referă la folosirea unei instalații speciale purtătoare a sapei și susținerea cilindrului puțului cu tuburi din beton armat.

cesiuni care delimitează patru domenii de lucru : pregătirea suprafeței, forajul propriu-zis, susținerea puțului și echiparea acestuia.

a. *Lucrări pregătitoare*

Dintre aspectele specifice acestui grup de activități se desprind următoarele :

— suprafața alocată amenajării și organizării de șantier este mai mare în comparație cu situația aplicării metodelor clasice de săpare;

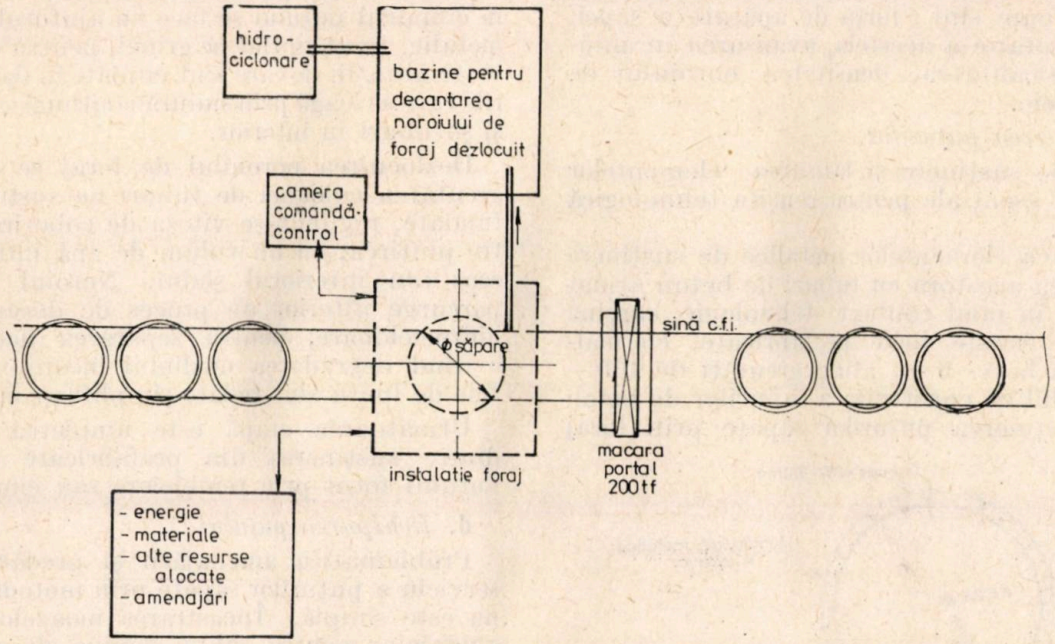


Fig. 3. Schema amplasării de principiu a instalațiilor și utilităților aferente în activitatea de săpare a puțurilor prin foraj cu diametru mare.

În figura 3 sînt redate, în principiu, amplasamentul instalației și al utilităților, precum și compartimentarea suprafeței în care se sapă puțul prin această metodă specială.

Începerea și derularea activităților urmează o schemă logică (fig. 4), cu suprapuneri și succ-

— așezarea în linie a tuburilor de susținere poate fi restrînsă prin conceperea liniilor paralele sau curbe, cu posibilitatea translatării elementelor prefabricate și a glisării corespunzătoare a macaralei-portal, astfel încît suprafața afectată să fie cît mai redusă.

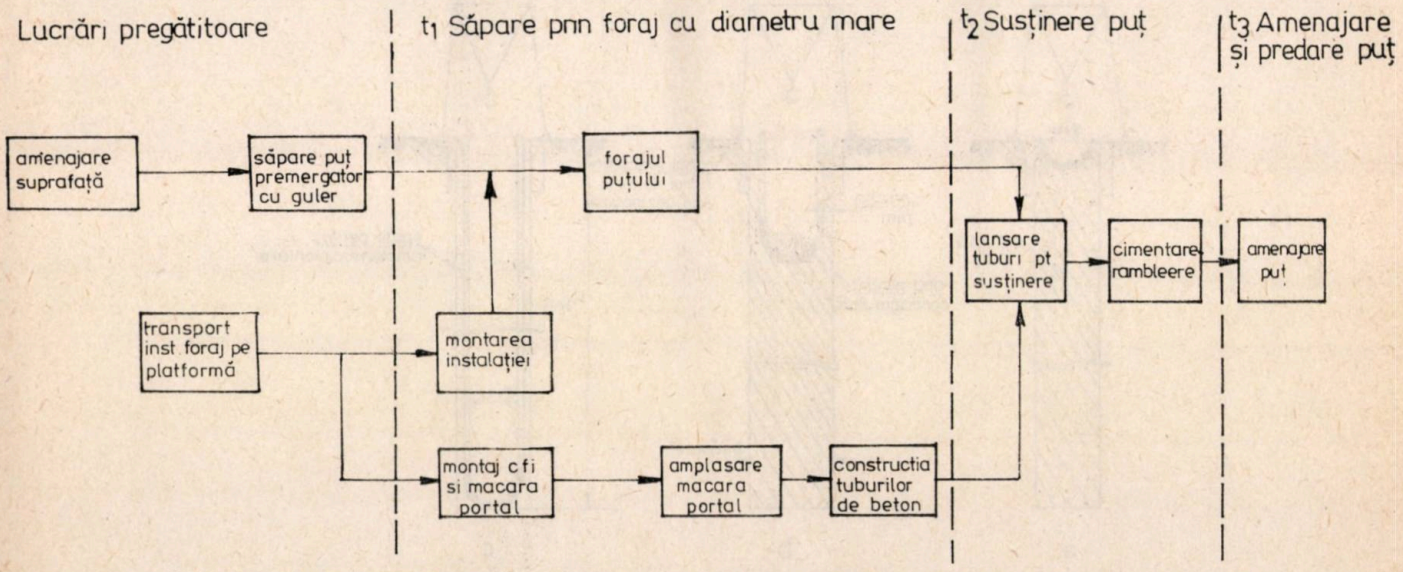


Fig. 4. Eșalonarea principalelor activități pentru săparea puțurilor prin foraj cu diametru mare.

b. *Lucrări de săpare prin foraj cu diametru mare*

După executarea puțului premergător și montarea instalației cu sape, în două pînă la patru trepte, se realizează forajul în cilindru. În interior, noroiul de foraj, cu densitatea 1,15—1,20 g/cm³, asigură menținerea integrității pereților, constituindu-se în reacțiune față de presiunea litostatică.

Forajul este controlat automat, umărindu-se parametri cum sînt: forța de apăsare a sapei, viteza de rotație a acesteia, avansarea în adîncime, verticalitatea, densitatea noroiului de foraj și altele.

c. *Susținerea puțurilor*

Modul de susținere și lansarea elementelor în puț sînt esențiale pentru reușita tehnologică a metodei.

Eliminarea elementelor metalice de susținere și înlocuirea acestora cu tuburi de beton armat constituie, în noul context tehnologic, sarcină prioritară. Aceste inele prefabricate, cu înălțimea pînă la 5—6 m, ating greutăți de 150—180 t. Modul de construire a tuburilor de beton pentru susținerea puțurilor săpate prin foraj este prezentat schematic în figura 5, cu specificația că acestea se realizează la fața locului, în șantier. Dimensionarea tuburilor se face în funcție de caracteristicile fizico-mecanice ale formațiunilor geologice respective, cămășuielile metalice avînd grosimi de 15—25 mm. Aceste cămășuieli au rolul de a mări rezistența susținerii, pentru aceeași grosime a peretelui, pe un anumit tronson.

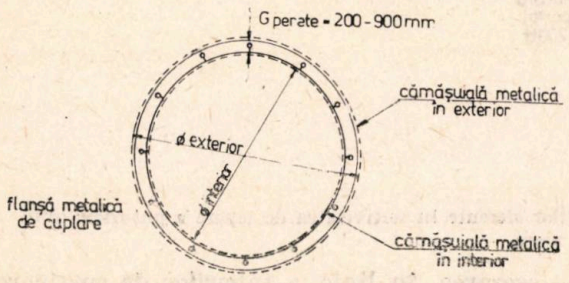


Fig. 5. Modul de construire a tuburilor de beton pentru susținerea puțurilor săpate prin foraj: varianta I — fără cămășuială metalică; varianta a II-a — cu cămășuială metalică în interior; varianta a III-a — cu cămășuială metalică în exterior; varianta a IV-a — cu cămășuială dublă (interior și exterior).

Lansarea susținerii prefabricate din beton în cilindrul puțului se face cu ajutorul unui șiu metalic, fixat inițial pe grinzi, pentru stabilirea verticalității, de care sînt cuplate în flanșe tuburile care se leagă prin sudură continuă exterioară și șuruburi în interior.

Dezlocuirea noroiului de foraj se face prin greutatea coloanei de tuburi de susținere scufundate, reglîndu-se viteza de coborîre, respectiv plutirea, cu un volum de apă introdus sau scos din interiorul șiului. Noroiul dezlocuit parcurge ulterior un proces de decantare sau hidrociclonare, pentru separarea detritusului, evitînd degradarea mediului înconjurător. Fazele de lucru sînt redate simplificat în figura 6.

Următoarea etapă este umplerea spațiului dintre susținerea din prefabricate și pereții puțului forat prin rembleiere sau cimentare.

d. *Echiparea puțului*

Problematica amenajării și predării pentru serviciu a puțurilor săpate prin metoda specială nu este simplă. Încastrarea moazelor, fixarea ghidajelor pentru colivii depind de asigurarea verticalității lucrării. Pînă în prezent în condiții tehnico-organizatorice obișnuite, deviația acceptată cea mai nedăunătoare, obținută practic, a fost de 35 cm la 500 m adîncime de săpare. Ghidarea corespunzătoare a coliviilor în puțuri săpate prin metoda de foraj cu diametru mare se finalizează, de regulă, mai dificil.

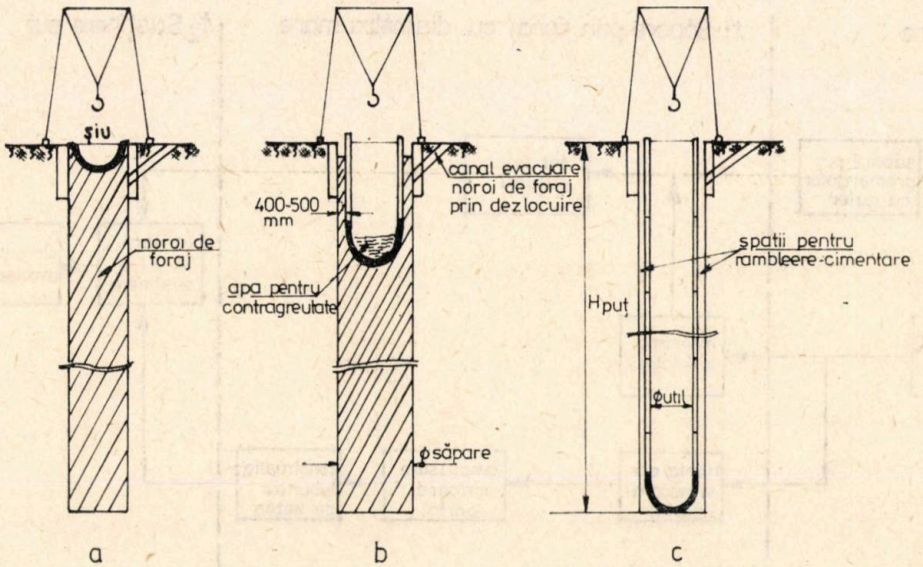


Fig. 6. Tehnica lansării susținerii prefabricate din beton în cilindrul puțului.

IV. Alte cerințe ale metodei. Avantaje și dezavantaje

Elementele tehnice de proiectare a metodei de săpare, pentru fiecare caz în parte, trebuie să țină seama de faptul că aceasta poate satisface cerințe economice și rațional-tehnologice, dacă adîncimea puțului proiectat este peste 100 m. Diametrul maxim, realizat practic pe plan mondial, este 9,3 m, iar diametrul util este cuprins între 3,5 și 7 m. Grosimea susținerii variază în funcție de adîncime, de parametrii de stabilitate a zonei și este cuprinsă între 200 și 900 mm.

Este recomandabilă abordarea metodei mai ales pentru puțurile și suitorile auxiliare, pentru aeraj, la care verticalitatea și amenajarea pot avea, convențional, cerințe mai reduse.

Cea mai rațională decizie de aplicare a metodei este pentru un grup de 2—3 puțuri, în perimetre miniere noi, cu aeraj proiectat central sau central-diagonal, întrucît numeroase activități din grafic (fig. 4) se pot folosi concomitent sau succesiv, pentru mai multe lucrări miniere verticale, într-o arie restrînsă la suprafață. De asemenea, pot fi cunoscute mai bine condițiile hidrogeologice, tectonice și alți parametri, iar locurile de depozitare pot fi aceleași etc.

Construcția inelelor prefabricate din beton armat se recomandă să fie localizată pe șantier, în apropierea puțului săpat, întrucît manevrarea lor este dificilă ca volum și greutate, iar secționarea sau modularea acestora au efecte ulterioare în asigurarea etanșeității, respectiv a verticalității lucrării. Este necesară construcția și dotarea cu macarale-portal de 200 tf.

În multe țări ale lumii, printre care R.P. Chineză, unde, din 1984 pînă în prezent, s-au forat cu diametru mare 33 puțuri, totalizînd 6 459 m, pînă la o adîncime maximă de 440 m, deviația la săpare acceptată prin reguli tehnice este stabilită la mai puțin de $1^0/_{00}$.

Costul pe metru de puț săpat prin foraj cu diametru mare este sensibil egal cu costul de săpare prin metoda cu congelare și mai ridicat decît în cazul tehnologiei clasice.

De menționat că, în criteriul economic, poate interveni factorul timp în favoarea metodei speciale, dacă se realizează viteze mai mari la săpare, comparativ cu cele realizate în metodele actuale. Egalitatea de costuri între puțul forat și cel săpat prin congelare se referă numai la tronsonul săpat prin înghețare.

Vitezele maxime de avansare la săparea prin foraj sînt de 72—75 m/lună, iar cea medie în unele bazine miniere ale R.P. Chineze ating 20—23 m/lună. La puțuri cu diametre mai reduse de săpare, pînă la 4 m, media lunară a vitezei de avansare poate fi de 150—200 m.

Dezavantajele metodei de săpare prin foraj sînt legate de asigurarea verticalității lucrării. Cu toate că pînă la 1 000 m adîncime există posibilități de control, pentru puțurile principale de transport producție și personal, implicațiile deviației sînt dintre cele mai mari. La unele puțuri, pentru a asigura verticalitatea se trece la lărgirea ulterioară cu 0,3—0,5 m, peste cerințele din proiect.

Instalațiile de foraj cu diametru mare sînt unice și diferite de alte instalații electromecanice miniere și totodată sînt dificil de aranjat în incinta de lucru.

Trecerea de la metoda de foraj cu diametru mare la metodele clasice este grea și de cele mai multe ori imposibilă.

Duritatea mare a rocilor determină uzura accentuată a cuțitelor, respectiv implică instrumentații periodice de recondiționare a sapelor. Viteza de săpare în rocile sedimentare este mai mare de trei ori decît în rocile dure.

Coborîrea coloanei de susținere pentru o adîncime de 350 m a puțului se efectuează în circa 40 zile (12 zile pregătirea, 12 zile montarea tuburilor, 16 zile rambleierea — cimentarea în spatele susținerii). Coloana trebuie să fie un timp cît mai scurt în suspensie. Este necesar ca șuruburile interioare să nu se poată monta dacă nu există verticalitatea asigurată între tuburi.

Principalele avantaje ale metodei se concretizează în:

— efortul fizic uman este redus, toate operațiile fiind mecanizate, eliminîndu-se prezența omului în subteran, în condiții de microclimat cu umezeală și temperaturi diverse;

— susținerea puțului este realizată de la suprafață;

— calitatea cilindrului puțului, respectiv a pereților rezultați după foraj, este mai bună.

Concluzii

1. Necesitatea creșterii producției de cărbune implică realizarea de noi capacități. Este important să fie sesizate intervalele de timp la care se recomandă mărirea capacității de producție, fără cheltuieli suplimentare sau cu cheltuieli reduse.

În multe dintre proiectele de deschidere a noilor perimetre miniere sau a celor aflate în extindere, se prevede pătrunderea în adîncime cu puțuri. În viitor, ponderea extracției lignitului din bazinul Olteniei se va muta în perimetre în care, o dată cu creșterea adîncimii, cresc și dificultățile de ordin hidrogeologic.

Săparea lucrărilor miniere în condiții hidrogeologice grele impune abordarea tehnologiilor din domeniul metodelor speciale.

2. Față de extinderea metodelor speciale de săpare a puțurilor (congelare, trusă tăietoare, asecare prealabilă etc.), procedeul prin foraj cu diametru mare a apărut în mineritul mondial și se perfecționează ca o cerință pentru mecanizarea operațiilor, ameliorarea condițiilor de lucru și obținerea unor efecte pozitive.

3. Criteriul de alegere a tehnologiei și metodei speciale de foraj cu diametru mare este complex, avînd componente tehnice și economice. Este necesar să se facă mai multe comparații cu privire la concepția privind raționalitatea alegerii metodei.

4. Blocarea stratelor sau zonelor cu condiții hidrogeologice și tectonice grele nu este necesar să fie făcută prin aplicarea totală a unei tehnologii, ci printr-o abordare secvențială a soluțiilor, atunci cînd între ele s-au stabilit elemente de compatibilitate într-un grad de siguranță suficient de ridicat.

5. Varianta tehnologică de săpare a puțurilor prin foraj, prezentată în acest articol, este verificată ca realizare practică, însă aceasta poate fi abordată pentru condițiile mineritului românesc, cu adaptări specifice condițiilor de zăcămînt din bazinele carbonifere ale țării noastre.

6. Dintre observații, se desprinde faptul că odată luată decizia de aplicare a metodei de săpare a puțurilor prin foraj cu diametru mare este necesară organizarea ireproșabilă a muncii și tehnologiei, întrucît intrarea în regim de avarie permite greu remedierea; reversibilitatea acestei tehnologii în procedee clasice este dificilă, chiar imposibilă, cu toate efectele economice negative.

7. Este de reținut — în același timp — necesitatea continuării hotărite a activității, pe linia îmbunătățirii tehnologiei clasice de săpare pentru mărirea vitezelor actuale de avansare. Astfel, introducerea și extinderea instalațiilor complexe de perforare, folosirea graiferului central în combinație cu graiferul de contur pe monorai circular, îmbunătățirea rețetelor susținerii în beton pentru reducerea grosimii peretelui și altele pot influența decizia de alegere a metodei de săpare a lucrărilor miniere verticale.

Metodă pentru proiectarea susținerilor mecanizate de abataj în asistența calculatorului electronic

Ing. **D. Mustață**

Institutul de cercetări, inginerie tehnologică și proiectări miniere pentru huilă Petroșani

Dintre echipamentele tehnologice miniere care asigură extragerea mecanizată a cărbunelui din subteran, susținerea mecanizată de abataj, atît prin forma sa constructivă, cît și prin rolul său funcțional, se pretează cel mai bine unei proiectări asistate de calculator.

Din punct de vedere constructiv, susținerile mecanizate utilizate în practica minieră sînt de o mare diversitate; rolul lor funcțional este însă același — asigurarea securității personalului de exploatare și preluarea sigură, respectiv dirijarea presiunii miniere. Este evident însă faptul că, indiferent de forma sa constructivă, fiecărei susțineri mecanizate de abataj îi poate fi adaptat un pachet de programe, avînd rolul de a-i determina precis caracteristicile cinematice, cinetostatice și de a o dimensiona sau chiar supradimensiona de multe ori, datorită condițiilor geologico-miniere cărora se consideră că trebuie să le facă față.

De aceea, definitivarea unui „sistem expert", specializat în industria minieră, extrem de flexibil, care să poată fi mulat pe orice tip de susținere mecanizată, este deosebit de utilă pentru minele bazinului carbonifer Valea Jiului.

„Sistemul expert" va putea discerne, funcție de valorile de intrare ale anumitor parametri de formă și de structură ai secției „subiect", asupra categoriei ei de clasificare constructiv — funcțională, aplicînd graful de procedură corespunzător.

Păstrînd apoi în memoria sa caracteristicile geometrice și funcționale ale tuturor tipurilor desusțineri mecanizate existente pentru minele de huilă indigene sau produse ale unor firme străine, acest „sistem expert" va putea, funcție de metoda de exploatare aleasă și caracteristicile geologico-miniere ale zăcămîntului care i se comunică, să simuleze comportamentul fiecărei susțineri mecanizate în parte, în condițiile impuse, astfel încît să poată „alege" tipul sau tipurile — într-o ordine de prioritate generată de un set de parametri funcționali — de susțineri mecanizate care ar putea echipa abatajul respectiv, factorului uman revenindu-i doar decizia finală.

În prezent I.C.I.T.P.M.H. Petroșani deține un pachet de programe de calculator pentru proiectarea susținerii mecanizate de abataj. Pachetul de programe SMAS a fost realizat în cursul anului 1985, în timpul proiectării de către colectivul de modernizare utilaje din cadrul I.C.I.T.P.M.H. a susținerii mecanizate pentru abataje cu subminare SMA—S.

Acest pachet de programe se aplică fără restricții oricărei susțineri mecanizate de tip constructiv susținător-îngrăditor. Pentru orice alt tip constructiv de susținere mecanizată, procedura automată CONVERTOR face posibilă utilizarea pachetului de programe fără nici un fel de modificări de structură a algoritmului de calcul.

Principalele etape de proiectare ale unei susţineri mecanizate de abataj de tip susţinător-îngrăditor, cu una sau două perechi de stîlpi de susţinere, cu sau fără cilindru de colţ (fig. 1), sînt următoarele:

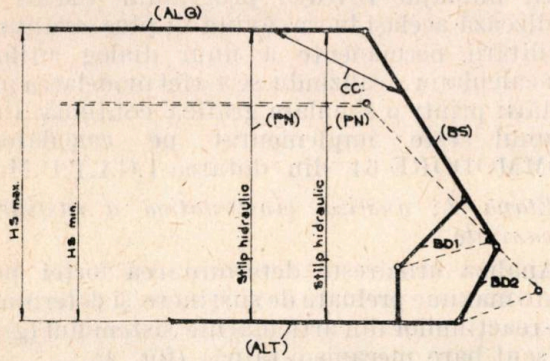


Fig. 1.

1 — analiza cinematică a susţinerii (calculul cinematic al mecanismului patrulater articulat);

2 — analiza cinetostatică a susţinerii (determinarea forţei portante şi a forţelor de legătură între elemente);

3 — calculul de rezistenţă al elementelor susţinerii (grindă, acoperiş, talpă, scut, elementele mecanismului patrulater).

Fără a intra în amănunte de ordin teoretic, dezvoltate suficient de precis în bibliografia selectivă prezentată, pornind de la considerarea viitoarei susţineri mecanizate drept parte constituentă a unui abataj mecanizat, datele de intrare ale algoritmului de calcul vor fi determinate — de comun acord cu tehnologul minier — astfel:

- lungimea elementului de îngrădire (ALG), stabilită în funcţie de suprafaţa secţiunii transversale a abatajului, ţinînd seama de dimensiunile utilajelor de tăiere şi transport, spaţiul de circulaţie, aeraj etc.;
- înălţimea de lucru a susţinerii (HS), determinată în funcţie de grosimea şi ondulaţiile stratului;
- portanţa necesară (PN), stabilită în funcţie de regimul presiunilor rocilor în abataj;
- lungimea tălpii susţinerii (ALT), determinată funcţie de principiul constructiv şi funcţional al susţinerii, presiunea specifică pe vatră etc.

Procedura automată SMAS

Etapa 1 : *analiza cinematică a susţinerii mecanizate*

Aceasta constă în determinarea parametrilor constructivi ai mecanismului patrulater articulat, în funcţie de condiţiile funcţionale şi constructive impuse susţinerii şi determinarea traiectoriei punctului de articulaţie al mecanismului la grinda de acoperiş, în urma unor condiţii geometrice restrictive impuse acestei traiectorii.

Parametrii geometrici impuşi (fig. 2):

— LBD — lungimea barei directoare *2* (spate) sau, opţional, LAC — lungimea barei directoare *1* (faţă);

— LKD — lungimea barei de stabilizare (din condiţii constructive, de gabarit a secţiei etc);

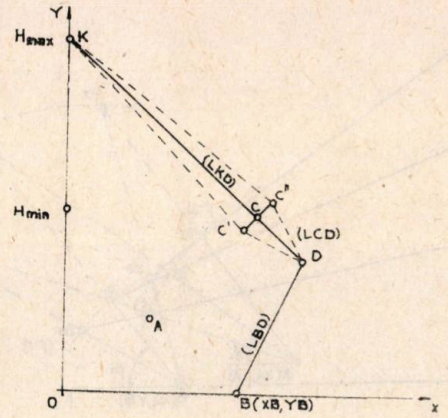


Fig. 2.

— XB, YB — coordonatele articulaţiei *2* (spate) în raport cu sistemul de referinţă cu axa verticală trecînd prin articulaţia mecanismului la grinda de acoperiş;

— $H_{min.}$, $H_{max.}$ — înălţimile maxime şi minime de funcţionare a susţinerii;

— LCD — distanţa dintre punctele de articulare ale barelor directoare la bara de stabilizare;

— conturul elementului de stabilizare, triunghiular cu deschiderea în sus, în jos sau degenerat la o dreaptă (opţional).

Metoda analitică de calcul constă din determinarea elementelor geometrice necunoscute ale mecanismului patrulater articulat (fig. 2), astfel încît concomitent să fie satisfăcute condiţiile:

- traiectoria punctului K (articulaţia mecanismului la grinda de acoperiş) să fie cît mai apropiată de verticală;
- coexistenţa a cel puţin trei puncte coliniare $K1(0, H_{max.})$ $K2$ $(0, H_{med.})$, $K3$ $(0, H_{min})$.

Din punct de vedere matematic, paşii de desfăşurare ai algoritmului de calcul sînt următorii (fig. 3).

a. Se impune ca porţiunea $\overset{\frown}{C1CC2}$ din cuartica $\Gamma 2$, descrisă de articulaţia C, să fie un arc de cerc cu originea în $A(XA, YA)$ şi rază LAC.

b. Din ecuaţia cercului astfel determinată se deduc coordonatele XA şi YA ale centrului cercului şi raza LAC, lungimea barei directoare *1* (faţă).

c. Se determină traiectoria punctului K, curba $\Gamma 3$, ecuaţia omogenă de gradul 5, din condiţia geometrică ca dreapta $\overline{KD}$ să intersec-

teze concomitent ecuațiile cercurilor Γ1 și Γ2.

d. Prin particularizarea ecuației traiectoriei punctului K pentru diferite înălțimi de funcționare cuprinse între H_{min} și H_{max} se determină, în

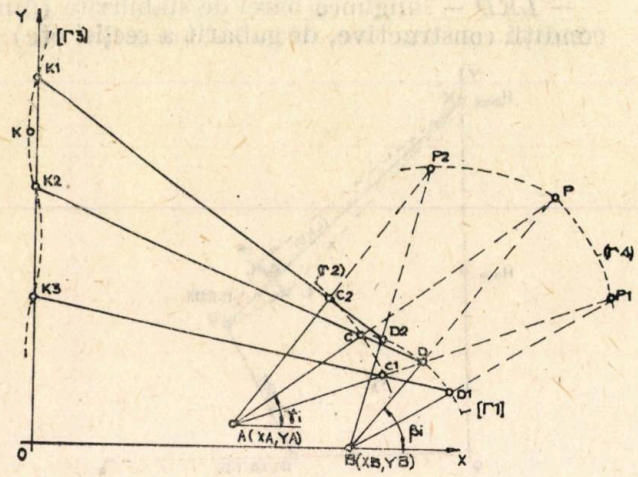


Fig. 3.

dublă precizie, abaterea algebrică a articulației mecanismului la grinda de acoperiș față de verticală; deplasările spre sau dinspre front, care nu trebuie să depășească o limită maxim acceptabilă tehnologic impusă prin program, vor determina la analiza cinetostatică a susținerii sensul forței de frecare produs de portanță, cu implicații asupra stabilității secției.

e. Se determină traiectoria punctului P, centrul instantaneu de rotație al barei de stabilizare KD, curba Γ 4, din condiția geometrică ca prelungirile dreptelor $\overline{AC}$ și $\overline{BD}$ să se intersecteze.

f. Prin particularizarea ecuației traiectoriei punctului P, pentru diferite înălțimi de funcționare cuprinse între H_{min} și H_{max}, se determină, în dublă precizie, coordonatele (XP, YP) centrului instantaneu de rotație, extrem de importante pentru calcularea forței portante.

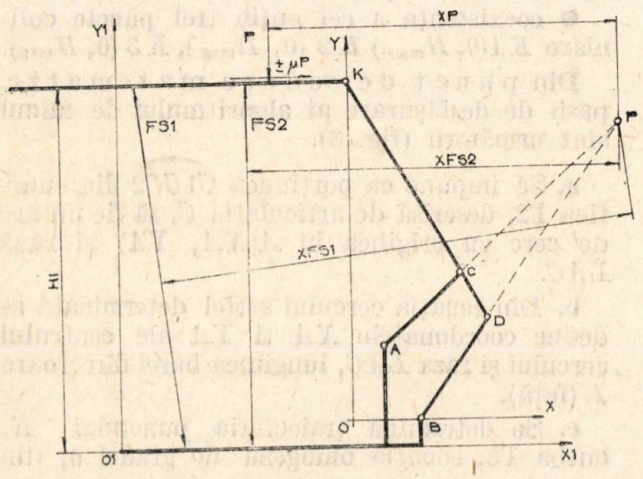


Fig. 4.

Analiza cinematică a susținerii mecanizate este realizată de programul de CODID, scris în limbaj F 77, implementabil pe orice sistem electronic de calcul (FELIX C 256, I 102 F, PDP, CORAL etc.).

În limbajul BASIC, programul SMAS 1 realizează același lucru, avînd în plus avantajul facilitării permanente a unui dialog utilizator-calculator, realizîndu-se astfel modelarea proiectării printr-o simulare grafică continuă. Programul este implementat pe calculatorul COMMODORE-64 din dotarea I.C.I.T.P.M.H.

Etapa 2: analiza cinetostatică a susținerii mecanizate

Analiza urmărește determinarea forței portante maxime preluate de susținere și determinarea reacțiunilor din articulațiile sistemului (grindă-scut-bare mecanism-talpă) (fig. 4).

Modul de abordare a analizei cinetostatice a susținerii mecanizate este realizat în dife-

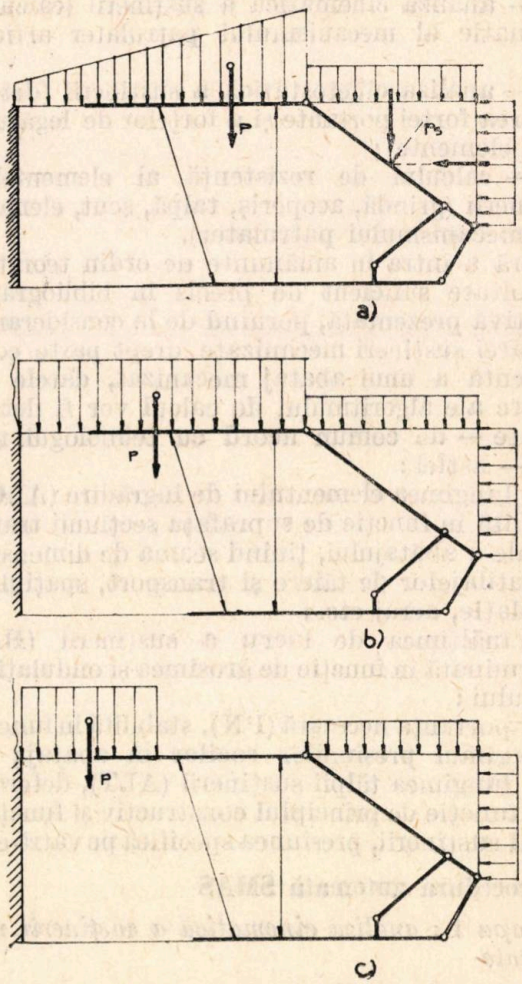


Fig. 5. *a — Ipoteza 1. Acoperiș în consolă.* Sarcina distribuită pe grindă crește progresiv de la vîrf spre spațiul surpat.
b — Ipoteza 2. Acoperișul fisurat în lungul frontului. Sarcina se consideră uniform distribuită pe toată lungimea grinzii.
c — Ipoteza 3 (cea mai defavorabilă). Acoperiș fisurat pe linia frontului, goluri deasupra grinzii. Încărcarea se manifestă doar pe vîrful grinzii.

rențiat de către procedura automată SMAS, rezultînd un algoritm de calcul complex, cu ramificații distincte, în funcție de scenariile de solicitare în subteran a susținerii.

Scenariul A: comportarea acoperișului de rocă, rezultînd trei posibile ipoteze de încărcare (fig. 5 *a*, *b*, *c*); pentru stabilirea formei optim constructive a susținerii se au în vedere acele condiții care asigură o încărcare maximă posibilă.

● Ipoteza 1. Acoperiș tare în consolă. Sarcina repartizată pe grindă este de tip trapezoidal, crescînd progresiv de la vîrf spre spațiul surpat. Fracturarea acoperișului se realizează în zona de articulație grindă-scut.

● Ipoteza 2. Acoperiș fisurat în lungul frontului. Sarcina se consideră distribuită uniform pe întreaga lungime a grinzii.

● Ipoteza 3. Acoperiș fisurat pe linia frontului și goluri deasupra grinzii de acoperiș. Încărcarea se va manifesta doar spre vîrful grinzii, implicîndu-se preponderent în stabilitatea secției.

Programul SYSTEME realizează calculul forței portante într-unul sau, opțional, în toate cele trei cazuri de încărcare presupuse și determină forțele de legătură din articulațiile secțiilor, utilizîndu-se drept date de intrare — valorile geometrice determinate de programul CODID și forțele de încărcare ale rocilor din acoperiș, determinate prin metode de mecanica rocilor sau măsurate în abataj.

Scenariul B: imaginează două cazuri de încărcare a secției (fig. 6).

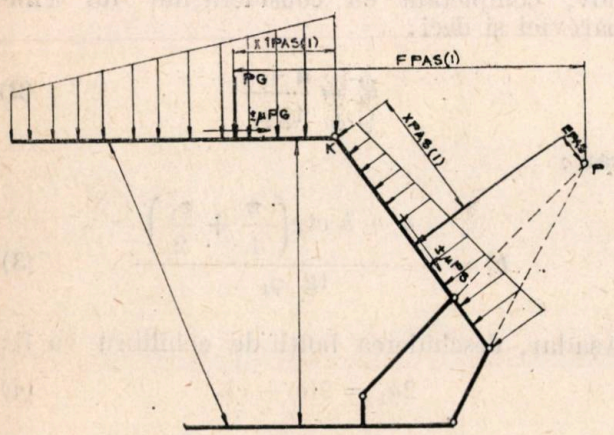


Fig. 6.

● Ipoteza 1. Determinarea portanței și a forțelor de legătură dintre elementele susținerii considerînd stîlpii ajunși la sarcina de culisare, iar forțele portante pe scut și grindă avînd poziție variabilă. În această ipoteză de calcul, în prima etapă se calculează forța portantă maximă care solicită scutul, variind cu un pas predefinit, respectiv distanța dintre articulația K și punctul de aplicație al portanței PS. Etapa 2 consideră secția încărcată suplimentar cu forța din articulația K dată de forța portantă a scutului, scutul fiind considerat în acest caz descărcat.

● Ipoteza 2. Determinarea portanței și a forțelor de legătură între componentele grinzii pornind de la o anumită distribuție a presiunii rocilor, caz în care rezultatele au poziție fixă, sarcinile din stîlpii portanți fiind la valorile de culisare. Motivația acestei alegeri este oferită de condițiile de abataj (fenomenul de convergență al stratelor de rocă). Cunoscînd punctele de aplicare pentru PS și PG, se determină valorile maxime ale portanțelor, considerînd stîlpii portanți la limita de culisare.

Programul EFFORT realizează calculul forțelor portante pentru ipoteza 1 de încărcare a scenariului B, iar MOMENT determină forțele portante și de legătură dintre elementele susținerii în ipoteza 2 de încărcare.

Programul COMPAR oferă utilizatorului valorile forțelor portante și ale forțelor de legătură dintre elementele susținerii obținute din toate cele cinci ipoteze de calcul imaginate de către cele două scenarii.

Etapa 3: calculul de rezistență al susținerii

Setul de programe REZIST utilizează drept date de intrare rezultatele programului COMPAR, care selectează automat valorile maxime ale forțelor portante în scut și grindă și, implicit, valorile maxime în articulațiile elementelor componente. Calculele sînt de verificare, utilizînd metodele rezistenței materialelor, elementele sînt izolate, încărcate cu forțele din articulații și de configurație geometrică cunoscută.

Programul REPRES determină repartiția presiunilor pe talpa susținerii, considerînd o grindă rezemată pe reazem continuu, elastic.

Programul REGEOM calculează centrele de greutate ale subansamblelor secției, determinînd variația centrului de greutate al susținerii funcție de înălțimea de funcționare a acesteia și repartiția exterioară a eforturilor.

Bibliografie

[1] Constantinescu, I. ș.a. *Calculul mecanismului patrulater utilizat în construcția susținerilor mecanizate.* Mine, Petrol și Gaze, nr. 8, 1977.

[2] Iliaș, N. ș.a. *Determinarea stării de maximă solicitare la susținerea mecanizată SMA—1 în condițiile stratului 3 din Valea Jiului.* Mine, Petrol și Gaze, nr. 2, 1982.

[3] Zamfir, V. ș.a. *Analiza poziționată a secțiilor de susținere mecanizate.* Mine, Petrol și Gaze, nr. 1, 1987.

[4] Pelecudi, C. ș.a. *Algoritmi și programe pentru analiza mecanismelor.* Ed. tehnică, 1982.

[5] Pelecudi, C. ș.a. *Merig. Mecanica asistată de calculator.* Ed. tehnică, 1986.

[6] Dumitrașcu, L. ș.a. *Tehnici de construire a programelor cu structuri alternative.* Ed. Academiei R.S.R., 1983.

[7] Munteanu, I. I. *Structuri pentru construcții. Teorie și calcul.* Ed. Academiei R.S.R., 1983.

[8] Zamfir, V. ș.a. *Sinteza poziționată a mecanismului patrulater director din componența secțiilor de susținere.* Mine, Petrol și Gaze, nr. 3, 1987.

[9] Popa, A., Gâf-Deac, I. *Asupra problemei decizionale complexe de alegere a metodelor de exploatare dintr-un număr finit de alternative.* Mine, Petrol și Gaze, nr. 2, 1987.

Evaluarea cantitativă a stării de eforturi şi stabilităţii rocilor tari în tavanele exploatărilor miniere fără pilieri de susţinere

M. N. Dorobanţu şi P. Bomboe
Universitatea din Bucureşti

I. Introducere

Stabilitatea tavanelor în exploatările subterane cu camere nesusţinute depinde de o serie de factori printre care un rol determinant îl au forma şi dimensiunile excavaţiei, adîncimea la care se produce excavaţia, geometria şi gradul de înclinare a tavanului faţă de orizontala locului, caracteristicile fizico-mecanie ale rocilor înconjurătoare, precum şi gradul lor de fisuraţie, metodele de exploatare.

În această lucrare se tratează problema determinării dimensiunilor maxime ale camerelor subterane nesusţinute, considerînd că roca în care se execută lucrarea face parte din categoria rocilor tari, cu proprietăţi fizico-mecanice care îi conferă un grad sporit de rezistenţă, în raport cu alte tipuri de roci şi că gradul de fisuraţie nu influenţează fundamental aceste proprietăţi.

II. Evaluarea stării de eforturi în tavanul exploatării subterane nesusţinute

În structurile geologice cu stratificaţie orizontală sau înclinată se constată tendinţa naturală a rocilor de a lua, în tavanul lucrării nesusţinute, forma unei arcade stabile. Dimensiunile acestei arcade de autosusţinere [1] depind de dimensiunile golului subteran, de constantele elastice şi particularităţile structurale ale rocilor adiacente. După formarea arcadei stabile, presiunea activă exercitată de rocile exterioare ei se transmite, prin efectul „de arc", pereţilor laterali ai lucrării subterane.

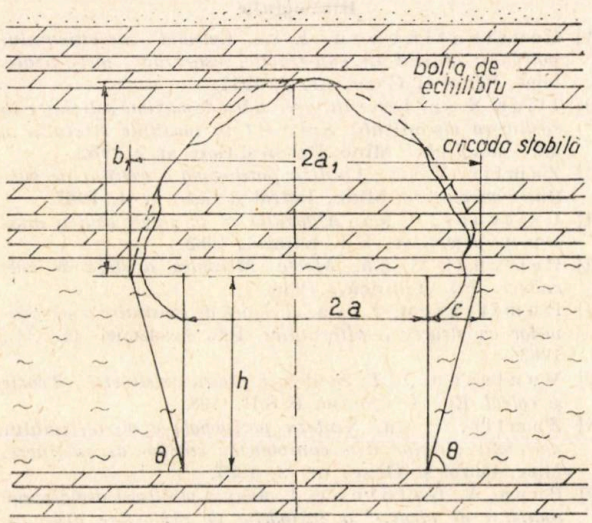


Fig. 1

În secţiune transversală, arcada stabilă poate fi asimilată cu o boltă de echilibru de înălţime b_1 faţă de planul tavanului, cu o extindere laterală c (fig. 1) în exteriorul pereţilor lucrării subterane. În pereţii laterali rocile sînt supuse la eforturi predominante de compresiune. Condiţia de echilibru limită se generează pe o suprafaţă potenţială de rupere cu înclinare $\theta = \frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2}$, cunoscută din teoria stărilor active de eforturi în masivele de roci. Rezultă că bolta de echilibru se extinde simetric în exteriorul pereţilor laterali pe o distanţă orizontală:

$$C = h \operatorname{ctg}\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi_1}{2}\right), \tag{1}$$

în care:

φ_1 este unghiul de frecare interioară al rocii din peretele camerei;
h — înălţimea secţiunii transversale a acestei camere de exploatare.

În cazul exploatărilor în roci tari, înălţimea maximă a bolţii de echilibru poate fi suficient de bine exprimată prin ipoteza lui Protodiakonov, completată cu consideraţiile lui Timbarevici şi deci:

$$b_1' = \frac{a + c}{\operatorname{tg}\varphi_1} \tag{2}$$

sau:

$$b_1' = \frac{a + h \operatorname{ctg}\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi_1}{2}\right)}{\operatorname{tg}\ \varphi_1}. \tag{3}$$

Aşadar, deschiderea bolţii de echilibru va fi:

$$2a_1 = 2(a + c). \tag{4}$$

Din motive de simplificare a calculelor şi fără a afecta gradul de încărcare cu sarcini a structurii, se acceptă modelul echivalent pentru acoperişul considerat pe o lungime unitară din figura 2 în care, cu notaţiile din figură, rezultă:

$$b_1 = \frac{4\,(a + c)}{3a}\, b_1', \tag{5}$$

ca urmare a echivalării încărcării parabolei de echilibru cu o încărcare triunghiulară.

Admițînd că în tavanul lucrării acționează o sarcină uniform distribuită, echivalentă, pe unitatea de lungime a deschiderii, cu intensitatea:

$$p = \frac{\gamma_o \cdot b_1}{2} \tag{6}$$

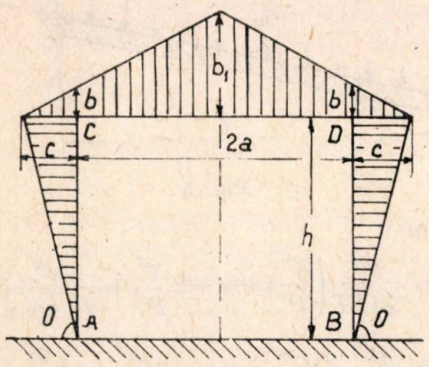


Fig. 2

și ținînd seama de relația (5) rezultă:

$$p = \frac{2(a + c)}{3a} \gamma_a \cdot b_1', \tag{7}$$

în care γ_a reprezintă greutatea volumetrică aparentă a rocilor din acoperiș.

Dacă pe înălțimea echivalentă a bolții de echilibru se întîlnesc mai multe strate constituite din roci de naturi diferite, atunci se definește o greutate volumertrică aparentă medie:

$$\gamma_a^* = \frac{E_1 b_1^2 \sum_1^n{}_i \gamma_{ai} \cdot b_i}{\sum_1^n{}_i E_i b_i^3}, \tag{8}$$

în care:

E_i reprezintă modulele de elasticitate ale rocilor fiecărui strat;

γ_{ai} — greutățile volumetrice aparente corespunzătoare;

b_i — înălțimile acestor strate.

Dacă rocile din interiorul bolții sînt puternic fisurate, atunci se poate lua în considerare o valoare corectată (Orlov) a greutății specifice volumetrice:

$$\gamma_{a_1} = \frac{\gamma_a}{k_{af}}$$

sau:

$$\gamma_{a_1}^* = \frac{\gamma_a^*}{k_{af}}, \tag{9}$$

după cum înălțimea bolții de echilibru este formată din unul sau mai multe strate. Coeficientul k_{af} poartă denumirea de coeficientul lui Orlov și pentru roci stîncoase $k_{af} = 1{,}3$, iar $\gamma_a^* = 0{,}77\ \gamma_a$.

Considerînd o fișie de lățime egală cu unitatea, problema stabilității tavanului se reduce la studiul de rezistență al unei grinzi de lungime egală cu deschiderea camerei subterane, dublu încastrate la ambele capete și încărcată cu o sarcină uniform distribuită p.

III. Cazul tavanului orizontal

Modelul matematic al tavanului, în acest caz, este arătat în figura 3.

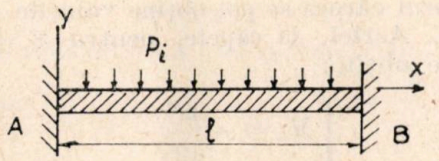


Fig. 3

Ecuația diferențială a fibrei medii deformate va fi:

$$EI \cdot y^{IV} = p, \tag{10}$$

pe care, integrînd-o de patru ori, cu condițiile la limită:

$$\begin{cases} \text{la } x = 0 \Rightarrow y_0 = 0; & y_0' = \varphi_0 = 0 \\ \text{la } x = l \Rightarrow y_l = 0; & y_l' = \varphi_l = 0 \end{cases} \tag{11}$$

se obțin:

$$y' = \frac{1}{EI}\left(\frac{px^3}{6} - \frac{plx^2}{4} + \frac{pl^2x}{12}\right)$$

$$y = \frac{1}{EI}\left(\frac{px^4}{24} - \frac{plx^3}{12} + \frac{pl^2x^2}{24}\right). \tag{12}$$

Introducînd notația:

$$\xi = \frac{x}{l} \tag{13}$$

relația (11) devine:

$$\begin{cases} y' = \dfrac{pl^3}{12EI}(2\xi^3 - 3\xi^2 + \xi) \\ y = \dfrac{pl^4}{24EI}(\xi^4 - 2\xi^3 + \xi^2). \end{cases} \tag{14}$$

Deformația maximă (săgeata) se obține la jumătatea deschiderii pentru care $\xi = l/2$ și deci:

$$y_{max} = \frac{pl^4}{384\,EI}. \tag{15}$$

Cunoscînd că expresiile momentului încovoietor M și forței tăietoare T pot fi puse sub forma :

$$\begin{cases} M = -EIy'' \\ T = -EIy''' \end{cases} \tag{16}$$

cu relația (13) acestea devin :

$$\begin{cases} M = -\dfrac{pl^2}{12}(6\xi^2 - 6\xi + 1) \\ T = -\dfrac{pl}{2}(2\xi - 1), \end{cases} \tag{17}$$

cu ajutorul cărora se pot obține valorile caracteristice. Astfel, la capete, pentru $\xi = 0$ și $\xi = 1$ se obțin :

$$\begin{cases} M_A = -\dfrac{pl^2}{12} \\ T_A = \dfrac{pl}{2} \end{cases} \tag{18}$$

și :

$$\begin{cases} M_B = M_A = -\dfrac{pl^2}{12} \\ T_B = -\dfrac{pl}{2}. \end{cases} \tag{19}$$

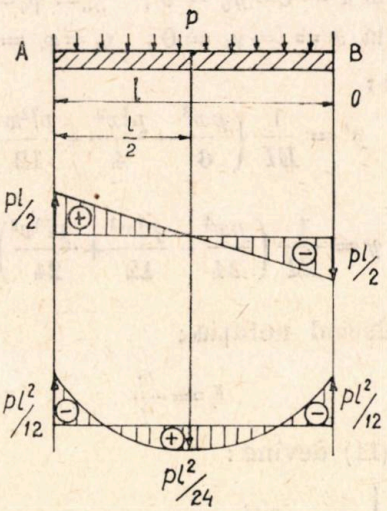


Fig. 4

Cu ajutorul acestor valori și ținînd seama de relația (17) se pot trasa diagramele de eforturi din figura 4.

IV. Cazul tavanului înclinat

Modelul matematic al tavanului înclinat este prezentat în figura 5. Scriind ecuația diferențială a fibrei medii deformate în acest caz :

$$EI \cdot y^{IV} = p_n = p \cos \alpha \tag{20}$$

și integrînd-o de patru ori, cu condițiile la limită :

$$\begin{cases} \text{la } x = 0 \quad \Rightarrow y_0 = 0\,;\; y_0' = \varphi_0 = 0 \\ \text{la } x = \dfrac{l}{\cos\alpha} \Rightarrow y_l = 0 \quad y_l' = \varphi_l = 0 \end{cases} \tag{21}$$

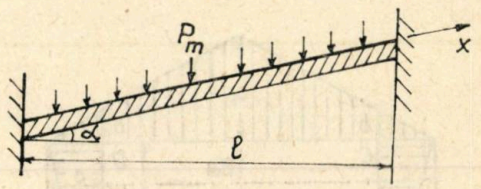


Fig. 5

se obține :

$$\begin{cases} y = \dfrac{pl^4}{24EI}\left(\dfrac{x^4}{l^4}\cos\alpha - 2\dfrac{x^3}{l^3} + \dfrac{x^2}{l^2\cos\alpha}\right) \\ y' = \dfrac{pl^3}{12EI}\left(2\dfrac{x^3}{l^3}\cos\alpha - 3\dfrac{x^2}{l^2} + \dfrac{x}{l\cos\alpha}\right) \end{cases} \tag{22}$$

sau, folosind relația (13) :

$$\begin{cases} y = \dfrac{pl^4}{24EI}\left(\xi^4\cos\alpha - 2\xi^2 + \dfrac{\xi^2}{\cos\alpha}\right) \\ y' = \dfrac{pl^3}{12EI}\left(2\xi^3 - 3\xi^2 + \dfrac{\xi}{\cos\alpha}\right). \end{cases} \tag{23}$$

La jumătatea deschiderii, pentru $x = \dfrac{l}{2\cos\alpha}$ adică $\xi = \dfrac{1}{2\cos\alpha}$ se obține :

$$\begin{cases} y_{\left(\frac{l}{2}\right)} = \dfrac{pl^4}{384\,EI\cos^3\alpha} \\ y_{\left(\frac{l}{2}\right)} = \varphi_{\left(\frac{l}{2}\right)} = \dfrac{pl^3}{24EI\cos^2\alpha}. \end{cases} \tag{24}$$

Expresiile momentului încovoietor și forței tăietoare devin :

$$\begin{cases} M = -\dfrac{pl^2}{12}\left(6\xi^2\cos\alpha - 6\xi + \dfrac{1}{\cos\alpha}\right) \\ T = -\dfrac{pl}{2}(2\xi\cos\alpha - 1). \end{cases} \tag{25}$$

Valorile caracteristice ale momentului încovoietor și forței tăietoare se obțin pentru : $\xi = 0$ în A și $\xi = \dfrac{1}{\cos\alpha}$ în B :

$$\begin{cases} M_A = -\dfrac{pl^2}{12\cos\alpha} \\ T_A = \dfrac{pl}{2} \end{cases} \tag{26}$$

și :

$$\begin{cases} M_B = M_A = -\dfrac{pl^2}{12\cos\alpha} \\ T_B = -\dfrac{pl}{2} \end{cases} \qquad (27)$$

iar la jumătatea deschiderii :

$$M_C = \frac{pl^2}{24\cos\alpha}. \qquad (28)$$

Cu ajutorul acestor valori și ținînd seama de relațiile (24) se trasează diagramele de eforturi în figura 6.

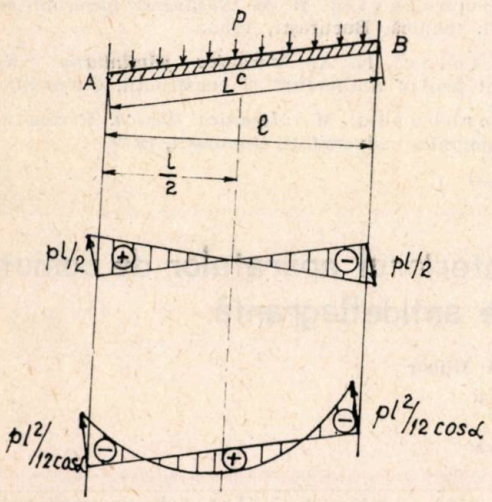


Fig. 6

V. Determinarea deschiderii maxime a camerelor subterane

1. *Cazul tavanelor orizontale*

Ținînd seama de faptul că secțiunile cele mai solicitate ale tavanului sînt cele de la capete și considerînd o fișie din tavan de lățime egală cu unitatea și de deschidere b_1, în aceste secțiuni se stabilește starea complexă de eforturi unitare :

$$\begin{cases} \sigma_{max.} = \dfrac{M_{max.}}{W_z} = \dfrac{pl^2}{2b_1^2} \\ \tau_{max.} = \dfrac{T_{max.}}{A} = \dfrac{pl}{2b_1}. \end{cases} \qquad (29)$$

Admițînd ca teorie de atingere a stării limită, teoria eforturilor unitare tangențiale maxime (tavanul fiind constituit din roci tari), rezultă :

$$\sqrt{\frac{p^2l^4}{4b_1^4} + \frac{p^2l^2}{b_1^2}} = \sigma_{a_i}, \qquad (30)$$

cu soluția reală pozitivă :

$$l = b_1\sqrt{2\left(\sqrt{1+\frac{\sigma_{a_i}}{p^2}} - 1\right)}, \qquad (31)$$

care stabilește deschiderea maximă admisibilă a camerei de exploatare nesusținute, cu tavan orizontal.

2. *Cazul tavanelor înclinate*

În acest caz starea complexă de eforturi unitare în secțiunile de capete devine :

$$\begin{cases} \sigma_{max.} = \dfrac{pl^2}{2b_1^2\cos\alpha} \\ \tau_{max.} = \dfrac{pl}{2b_1}. \end{cases} \qquad (32)$$

Condiția de rezistență, pe baza aceleiași teorii de atingere a stării limită, devine :

$$\sqrt{\frac{p^2l^4}{4b_1^4\cos^2\alpha} + \frac{p^2l^2}{b_1^2}} = \sigma_{a_i}, \qquad (33)$$

cu soluție reală pozitivă :

$$l = b_1\sqrt{2\left(\sqrt{1+\frac{4\sigma_{a_i}^2}{p^2\cos^2\alpha}} - 1\right)}\cos\alpha, \qquad (34)$$

care stabilește deschiderea maximă admisibilă a camerei de exploatare nesusținută, cu tavan înclinat.

Concluzii

Relațiile (31) și (34) răspund problemei propuse. La aplicarea lor în practică trebuie avut în vedere că parametrii b_1, p și σ_{a_i} trebuie să țină seama de condițiile locale ale fiecărei exploatări în parte. În ceea ce privește efortul unitar admisibil la încovoiere σ_{a_i}, acesta se poate determina în funcție de efortul unitar de rupere la încovoiere și un coeficient de siguranță C astfel încît :

$$\sigma_{a_i} = \frac{\sigma_{r_i}}{C}, \qquad (35)$$

în care coeficientul de siguranță C, pentru condiții statice de exploatare, poate lua valori [2 ;4] depinzînd de gradul de cunoaștere a condițiilor concrete geo-mecanice și stratigrafice ale exploatării. În cazul în care tavanul, pe înălțimea b_1, este constituit din mai multe strate de naturi diferite, atunci se poate accepta

o valoare medie a efortului unitar admisibil la încovoiere :

$$\sigma_{a_{i\,med}} = \frac{\sum_1^n{}_i \; \sigma_{a_i} h_i}{\sum_1^n{}_i h_i}, \qquad (36)$$

în care h_i reprezintă grosimile stratelor respective.

Pentru relațiile (31) și (34) s-a întocmit un program de calcul care s-a rulat pe calculator, pentru valori ale deschiderii de 3 ; 5 ; 7 ; 10 ; 20 și 30 m, înălțimi ale bolții de 2 ; 4 ; 6 ; 8 ; 10 și 12 m, cu roci având unghiul de frecare interioară atît pentru roca de bază, cît și pentru roca exploatată de 30 ; 40 și 50° cu înclinări ale tavanului de 0,5 ; 10 ; 15 ; 20 ; 25 ; 30 ; 35 și 40°, determinîndu-se deschiderea critică $l_{cr} = 2\ a$ pentru fiecare din combinațiile parametrilor menționați. Rezultatele obținute sînt verificate de condiții de exploatare cunoscute.

Deschiderea maxim admisibilă a camerei l de exploatare $2(a+c)$ se poate determina cu relația :

$$2(a + c) = \frac{l_{cr}}{C_s},$$

în care coeficientul de siguranță C_s trebuie să țină seama de gradul de fisurație al rocilor înconjurătoare.

Bibliografie

[1] Hirian, C. *Mecanica rocilor.* Ed. didactică și pedagogică, București, 1981.

[2] Stamatiu, M. *Mecanica rocilor.* Ed. didactică și pedagogică, București, 1962.

[3] Timbarevici, B. M. *Susținerea lucrărilor miniere.* Ed. tehnică, București, 1953.

[4] Țitovici, N. A. *Mecanica pămînturilor.* Ed. de stat pentru arhitectură și construcții. București, 1955.

[5] Dorobanțu, M. *Mecanica tehnică.* Partea a II-a. Tipografia Universității București, 1979.

Efectele scurtcircuitului cu arc electric în interiorul aparatelor de comutație cu tip de protecție capsulare antideflagrantă

Dr. ing. **Gh. Micheș**, sing. **A. Gligor**
C.C.I.T.P.S.M. Petroșani
ing. **I. Mircea**
Universitatea din Craiova

Introducere

Atît la noi în țară, cît și pe plan mondial, s-a constatat și se constată în continuare o extindere accentuată a utilizării energiei electrice, atît în subteran, cît și la suprafață. Concomitent a crescut puterea instalată la consumatori și la furnizori, deci și puterea de scurtcircuit. Au crescut, de asemenea, puterile unitare ale consumatorilor conectați la aparatele de comutație, ceea ce a condus la creșterea influenței arcului electric intern de scurtcircuit și la numeroase accidente și avarii, în special la aparatele de comutație cu tip de protecție capsulare antideflagrantă.

Aceste considerente au determinat inițierea de cercetări în acest domeniu încă din anul 1952.

În cursul anului 1960 s-a ajuns la necesitatea perfecționării, în continuare, din punct de vedere constructiv, a aparaturii de comutare, fiind inițiate noi cercetări fundamentale în multe țări din lume [4].

Cercetările au avut ca obiect analiza minuțioasă a echipamentelor avariate, precum și încercarea unor modele experimentale, vizînd în special studierea influenței scurtcircuitelor cu arc electric asupra capsulărilor antideflagrante și perfecționarea protecției.

I. Considerații generale

Conform prescripțiilor STAS 6877/2-86 capsulările antideflagrante trebuie să suporte, cu un nivel de siguranță peste nivelul de verificare, o explozie internă a unui amestec exploziv (care poate să pătrundă în interior) fără să apară deformații remanente, nici chiar deformații temporare și să nu transmită explozia interioară, prin îmbinări sau alte căi de trecere, atmosferei exterioare ce conține gazul sau vaporii pentru care este proiectată capsularea.

În anumite situații, în special cînd se produc scurtcircuite interne cu arc electric, capsulările antideflagrante devin nesigure. În acest sens în continuare sînt prezentate sintetic cele mai semnificative avarii, grupate pe efecte și cauze.

1. *Efecte* : bombarea și smulgerea capacului de la compartimentul separatorului unei celule de înaltă tensiune.

Cauza : scurtcircuit bifazat la separatorul de intrare.

2. *Efecte*: smulgerea șuruburilor și aruncarea capacului de la compartimentul separatorului unei celule de înaltă tensiune.

Cauza: scurtcircuit datorat slăbirii izolației din cauza umezelii și reamorsarea exploziei din cauza gazelor de descompunere a materialelor electroizolante.

3. *Efecte*: conturarea în compartimentul terminal al unei celule de înaltă tensiune; fără urmări, deoarece a acționat sistemul de protecție.

Cauze: umiditate și praf în compartimentul terminal

4. *Efecte*: străpungerea peretelui carcasei cu un orificiu de 50 mm la o celulă de înaltă tensiune.

Cauza: deplasarea arcului de scurtcircuit la peretele capsulării.

5. *Efecte*: distrugerea unui comutator de joasă tensiune; s-a produs sudarea contactelor separatorului inversor și străpungerea peretelui între compartimentul separatorului și cutia de borne.

Cauza: frecvență mare de conectare sub sarcină a contactorului, care a condus la preionizarea spațiului din jurul contactelor și la supraîncălzirea căilor de curent și a materialelor electroizolante; a rezultat un scurtcircuit de durată, deoarece nu a funcționat protecția la suprasarcină și protecția transformatorului.

Din analiza avariilor s-a constatat că, deși sînt respectate prescripțiile reglementate prin standardele în vigoare, apar situații în care capsularea antideflagrantă nu asigură protecția necesară, pentru că scurtcircuitele sînt însoțite de fenomene deosebite.

S-au semnalat situații în care prin îmbinările antideflagrante s-au transmis particule metalice incandescente. În unele cazuri s-a produs conturnarea arcului electric la pereții capsulării antideflagrante, soldate cu străpungerea lor prin topire.

Există, de asemenea, posibilitatea descompunerii materialelor electroizolante, ca urmare a arcului electric. Gazele rezultate determină amplificarea exploziei și, ca urmare, se poate produce distrugerea carcasei sau transmiterea unor jeturi de flăcări prin îmbinări.

II. Cauzele apariției scurtcircuitelor cu arc electric în capsulările antideflagrante

Apariția scurtcircuitelor cu dezvoltare de arc electric în interiorul capsulărilor antideflagrante poate avea cauze diferite, ca de exemplu:

— supratensiuni de comutație datorate manevrelor greșite de cuplare-decuplare;

— număr mare de întreruperi și neefectuarea reviziilor planificate;

— depășirea capacității de rupere a întrerupătoarelor sau contactoarelor datorită creșterii puterii instalate;

— manevre greșite datorate unor interblocaje neeficiente (deconectarea separatoarelor sub sarcină);

— defectarea mecanică a echipamentelor de comutație (partea mobilă a contactorului);

— poziționarea defectuoasă a echipamentelor în interiorul capsulării;

— condiții de mediu dezavantajoase, respectiv umiditate, praf, gaze pătrunse prin respirație termică;

— durată mare de deconectare a declanșatoarelor rapide, care duc la timp mare de menținere a arcului electric de scurtcircuit.

III. Arcul electric de scurtcircuit

1. *Noțiuni generale*

Apariția arcurilor electrice în carcasele echipamentelor electrice este urmată de fenomene cu caracter puternic distructiv.

Arcul electric rezultat se deplasează sub influența efectelor termice și electrodinamice. Viteza arcului crește concomitent cu creșterea curentului de scurtcircuit, pentru același tip de arc. Arcul se poate deplasa din punctul de generare spre pereții capsulării.

Acest fenomen poate fi semnificativ atunci cînd nu funcționează corect sistemul de control al rezistenței de izolație.

Principalele efecte produse de arcul electric de scurtcircuit sînt:

— suprapresiuni interne și forțe electrodinamice;

— supraîncălzirea materialelor din apropierea arcului, care poate duce la topirea contactelor, străpungerea pereților, degradarea materialelor electroizolante;

— manifestări secundare de lumină, zgomot, gaz, particule metalice etc.

2. *Solicitarea prin presiune datorată arcului de scurtcircuit*

Efectele arcului electric de scurtcircuit se datoresc energiei care se dezvoltă în arc. Pentru un arc trifazat, considerat cel mai periculos, energia arcului se poate calcula cu relația:

$$W = \int_{t_1}^{t_2} i_R(t)\, u_{RS}(t)\, \mathrm{d}t + \int_{t_1}^{t_2} i_T(t)\, U_{ST}(t)\, \mathrm{d}t, \qquad (1)$$

în care

$i_R(t)$, $i_T(t)$ sînt curenți de scurtcircuit;
$U_{RS}(t)$, $U_{ST}(t)$ — tensiunile din arc.

În figura 1 este prezentat compartimentul bornelor unei celule de înaltă tensiune (7 kV, 400 A) cu tip de protecție capsulare antideflagrantă în care s-a amorsat un arc electric. Valorile curenților de scurtcircuit, tensiunilor din arc și ale presiunii dezvoltate rezultă din oscilogramele prezentate în figura 2.

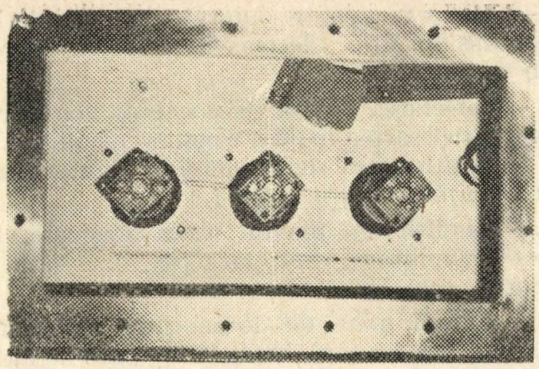


Fig. 1

100 ms nu s-a produs ruperea șuruburilor, dar au apărut jeturi de flăcări și particule metalice, precum și fisurarea izolatoarelor de porțelan (fig. 3 și 4). La proba cu durata de 1 s s-a produs ruperea șuruburilor de la capac (fig. 5).

3. *Influența gazelor rezultate prin descompunerea materialelor electroizolante*

La apariția unui scurtcircuit cu arc electric într-o capsulare antideflagrantă datorată temperaturii ridicate, materialele electroizolante, în special materialele plastice organice pe bază de rășini fenolice cu materiale de umplutură

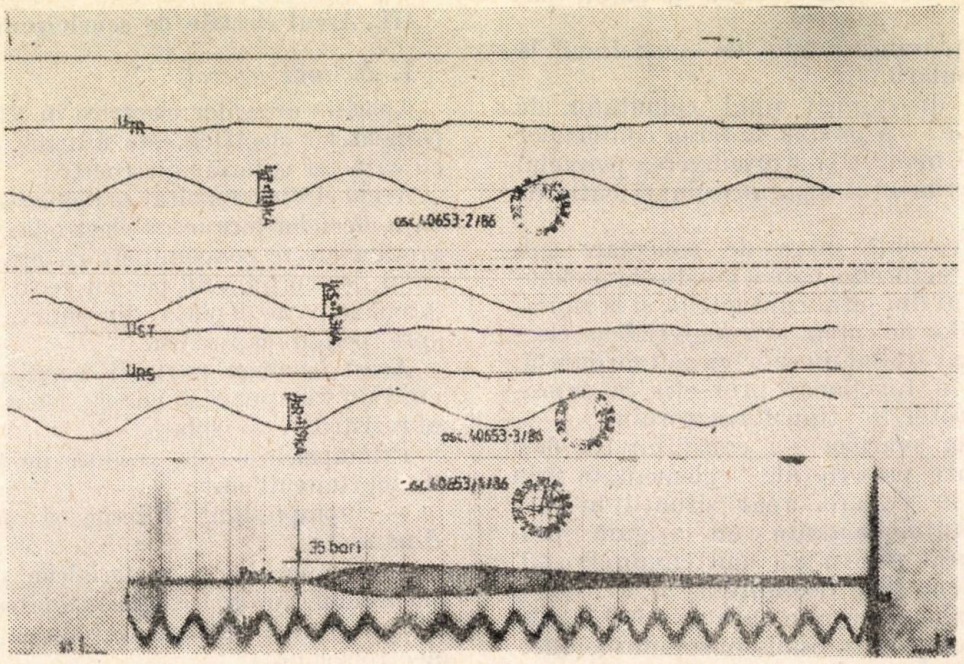


Fig. 2

Într-un volum oarecare considerat în timpul arcului etanș (transformare izocoră), energia arcului se transformă în presiune, conform relației :

$$p_2 = \frac{p_1}{T_1} \frac{W - Q_1 - Q_2 + \rho V c_v \cdot T_1}{\rho V c_v}, \qquad (2)$$

unde :

p_1, p_2 sînt presiunile inițială și finală ;
T_1 — temperatura inițială ;
Q_1 — căldura transmisă prin conductoarele din apropierea arcului electric ;
$Q_2 = Q_t + Q_v$ — căldura de topire și volatilizare a materialelor conductoare ;
V — volumul liber al carcasei ;
ρ — densitatea arcului ;
c_v — căldura specifică la volum constant a arcului.

Urmările acțiunii arcului electric sînt în funcție de durata acestuia. Pentru un timp de maxim

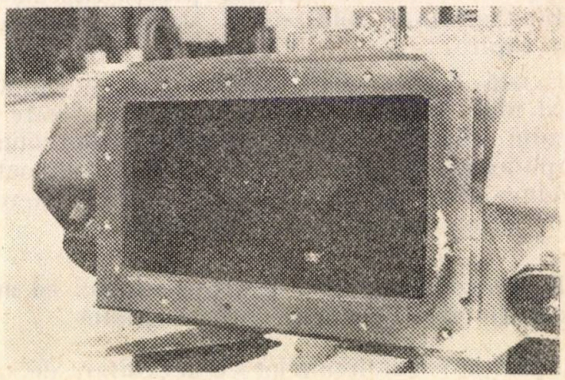


Fig. 3

organice, devin bune conducătoare de curent, iar aceasta duce la descompunerea lor în gaze. Datorită energiei arcului gazele se încălzesc.

Atunci cînd cantitatea de gaze fierbinți de descompunere este mai mare decît cantitatea ce se poate evacua prin îmbinările antidefla-

grante, are loc creşterea presiunii în interiorul carcasei pînă la distrugerea acesteia. Dacă însă cantitatea de gaze este mai mică sau egală cu cea care se evacuează prin îmbinările antideflagrante nu se produce creşterea presiunii interne

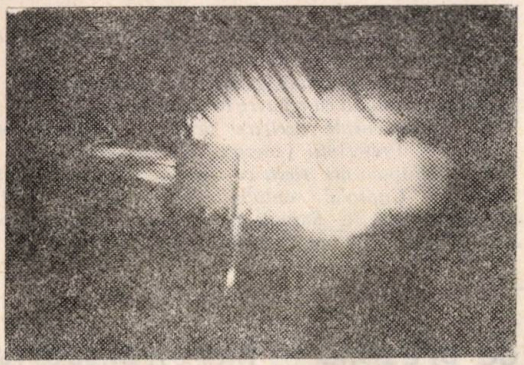


Fig. 4

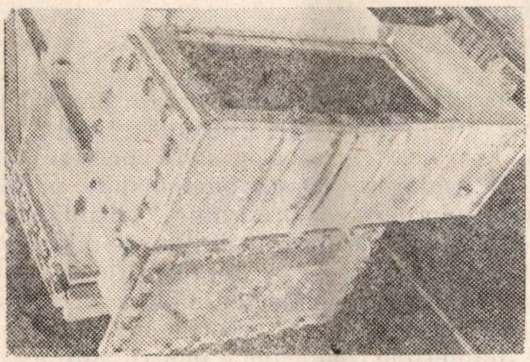


Fig. 5

dar în exterior, în zona de îmbinare, vor apărea jeturi de flacără. Acestea se pot observa în figura 4—realizată la proba de arc liber (de scurtcircuit).

Din acest punct de vedere materialele electroizolante se clasifică în trei grupe.

a. Prima grupă include materialele electroizolante la care şi după stingerea arcului electric descompunerea continuă.

E x e m p l u : materialele plastice pe bază de răşini fenolice cu materiale de umplutură organice.

b. Grupa a doua include materialele electroizolante la care descompunerea durează atîta timp cît persistă arcul electric. În această grupă intră materialele plastice organice, pe bază de răşini poliesterice, cu materiale de umplutură anorganice.

c. Grupa a treia include materialele electroizolante care nu se descompun sub influenţa arcului electric (de ex. materialele ceramice).

IV. Posibilităţi de reducere a apariţiei arcului electric şi a duratei acestuia

Cercetările întreprinse atît la noi în ţară, cît şi pe plan mondial, deşi s-au efectuat conform unor metodologii diferite, au condus la unele concluzii comune, privind pericolul folosirii aparatelor de comutaţie cu mod de protecţie capsulare antideflagrantă în subteran, în condiţii dificile.

• O concluzie unanimă este aceea că nu este indicată dimensionarea rezistenţei mecanice a capsulărilor antideflagrante în funcţie de presiunea ce rezultă în momentul producerii unui scurtcircuit cu arc electric, deoarece acestea ar trebui să fie mult supradimensionate, iar în anumite situaţii sînt posibile conturnări la pereţii capsulărilor, urmate de străpungerea acestora, precum şi transmiterea de particule incandescente prin îmbinările antideflagrante.

O soluţie de eliminare a presiunilor excesive din capsulările antideflagrante, în caz de scurtcircuit cu arc electric, ar fi folosirea supapelor de presiune.

Metoda nu este însă inclusă în norme, aflîndu-se în prezent în fază de experimentare în laborator [8].

• O altă concluzie comună este aceea că aparatura de comutare trebuie prevăzută cu dispozitive de decuplare ultrarapidă, care să asigure scoaterea de sub tensiune într-un timp T_s mai mic decît timpul de declanşare a avariei T_a. O etapă importantă a constituit-o realizarea sistemelor combinate de protecţie la scurtcircuit prin folosirea în paralel a scurtcircuitoarelor electronice şi electromagnetice. Comanda de scurtcircuitare se dă concomitent ambelor dispozitive. În prima fază intră ultrarapid în funcţie scurtcircuitorul electronic, după care intră în funcţie scurtcircuitorul electromagnetic.

Cele mai recente aparate de comutaţie asigură protecţia ultrarapidă prin folosirea de dispozitive bazate pe scurtcircuitare ultrarapidă combinată, creşterea vitezei curentului de scurtcircuit $\frac{d_i}{d_t}$ şi a detectării curenţilor de scurgere.

• Tot o concluzie comună constă în folosirea cu precădere, în interiorul aparaturii de comutare cu mod de protecţie capsulare antideflagrantă, a materialelor electroizolante din grupa a treia (cu excepţia porţelanului). La noi în ţară sînt admise şi materialele electroizolante din grupa a doua, cu condiţia să corespundă condiţiilor din STAS 6877/2—86 (pct.11.6) şi STAS 6790-75.

Recent au fost realizate în țară și se află în curs de experimentare siguranțe fuzibile miniere cu o valoare a integralei Joule I^2t egală cu $28 \cdot 10^3 A^2s$, ceea ce reprezintă de 6—7 ori mai puțin decît cea a siguranțelor rapide folosite în prezent, și de 2 ori mai mică decît protecția realizată cu releu electronic de scurtcircuit (RESS) și întrerupător rapid (USOL). Se remarcă faptul că aceste siguranțe miniere au fost realizate cu contacte de semnalizare și interblocare la arderea lor.

Bibliografie

[1] Hortapan, Gh. *Aparate electrice.* Ed. didactică și pedagogică, București, 1984.

[2] Killing, F., Tielke, H. *Der Störungskurzschluß mit Lichtbogenerscheinungen in electrischen Betriebsmitteln der Schutzart „Druckfeste Kapselung" unter besonderer Berüc-Ksichtigung des sog Partikel-Zunddurchschlags.* Conf. intern. de sec. minieră, Varna, 1977.

[3] Killing, F., Gruber, L. *Schutzein richtung zum schullen Erfassen und Abschalten von Fehersströmen in einen druckfeste Gehäuse.* Conf. intern. de sec. minieră, Dubrovnic, 1979.

[4] Kaimakov, A. A. *Vzrîvobezopasnoe rudnicinoe elektrooborudovanie.* Nedra, 1982.

[5] Marco, D. ș. a. *Celule electrice de medie tensiune. Siguranța personalului cu referire la arcul intern.*

[6] * * * *Echipamente electrice pentru atmosfere potențial explozive. Prescripții generale.* STAS 6877/1-86.

[7] * * * *Echipamente electrice pentru atmosfere potențial explozive. Capsulare antideflagrantă.* STAS 6877/2-86.

[8] Vânătoru, I. *Supape de presiune pentru capsulări antideflagrante.* Mine, Petrol și Gaze, nr. 6, 1987.

Studii experimentale privind pierderile de presiune în hidrotransportul particulelor solide grele prin conducte

Dr. ing. **Alina Popovici**
Universitatea din București

Pierderile de presiune prin frecare ale hidromasei — strîns legate de panta topografică a terenului pe care sînt pozate conductele — determină caracterul gravitațional sau forțat al curgerii și, în acest ultim caz, ele precizează presiunea totală de pompare, numărul și tipul pompelor și amplasamentul stațiilor de pompare și, în consecință, influențează considerabil prețul hidrotransportului, ca și consumul de energie electrică.

La numeroase linii de hidrotransport în funcțiune, care dispun de mii de metri diferență de nivel între punctele amonte și aval (3 350 m la Michiquillay — Peru ; 2 621 m la Freeport — — Indonesia etc.) curgerea este în întregime (sau aproape) gravitațională. În acest caz, pierderile liniare de presiune sînt puțin importante pentru proiectul tehnic și economic al liniei de hidrotransport. Dimpotrivă, aceste pierderi de presiune ($\Delta p/\Delta l$) au o importanță deosebită pentru un calcul sigur și economic al hidrotransportului, în cazul liniilor de hidrotransport care sînt pozate aproape orizontal și mai ales atunci cînd de-a lungul liniei se interpun neregularități de teren importante. De altfel, datele publicate, privind liniile de hidrotransport în funcțiune, au furnizat o valoare medie a pierderilor de presiune de-a lungul traseului, fără nici o specificație a valorilor pe care pierderile de presiune le au în tronsoanele orizontale sau înclinate ale liniei (în sensul ascendent sau descendent al curentului). Totuși, aceste date sînt indispensabile cînd — din diferite motive — se preconizează mai multe stații de pompare, care înlocuiesc stația de pompare unică, prevăzută cu pompe de înaltă presiune (80 ... 180 at), de tip „Ingersol Rand vertical triplex plunger", „Mitsubishi Mars Pumps" etc. De altfel, în publicațiile de specialitate, datele privind pierderile de presiune ale hidromasei sînt foarte rare în raport cu acelea care privesc viteza critică. Chiar și aceste puține date publicate privind pierderile de presiune — obținute experimental sau măsurate în liniile de hidrotransport în funcțiune — se mențin fie la nivelul unor observații generale (ca în lucrarea [4], unde nu sînt specificate nici valorile absolute $\Delta p/\Delta l$, nici diametrele conductelor pentru care au fost determinate), fie sînt date pentru o conductă de diametru prea mic (2") pentru a putea fi utilizată într-o linie industrială de hidrotransport [3]. În plus, literatura de specialitate oferă prea puține date privind pierderile de presiune în conductele înclinate [2].

Deși nu am avut posibilitatea să utilizăm conducte de diferite diametre , studiile noastre experimentale, privind pierderile de presiune prin frecare de-a lungul conductei, contribuie la documentarea proiectelor tehnice în hidrotransportul concentratelor de sulfuri și oxizi de metale din România.

Circuitul experimental de hidrotransport este prezentat în figura 1 a unei alte lucrări de-a noastră [5], privind vitezele critice ale hidromaselor de concentrate.

S-au utilizat concentrate de pirită de greutate specifică $\gamma_s = 46{,}8$ kN/m³ și diametrul mediu al particulelor $d_m = 86\ \mu$ și concentrate de calcopirită cu $\gamma_s = 41{,}9$ kN/m³ și $d_m = 65\ \mu$. Figurile 2 și 3 ale lucrării [5] prezintă caracteristicile granulozității celor două concentrate.

În timpul încercărilor experimentale s-au măsurat pierderile de presiune prin frecare — citind valorile indicate de manometrul diferențial cu mercur, confruntate cu înregistrările

automate — pentru hidromasa concentratelor de pirită (HP) și calcopirită (HC), în tronsoanele orizontal, ascendent ($\alpha = +10°$) și descendent ($\alpha = -10°$), în funcție de concentrația și viteza medie a hidromasei în rețeaua de conducte. S-au consemnat, de asemenea, vitezele critice superioare corespunzătoare (pentru care toate particulele solide sînt antrenate în suspensie) obținute tot pe cale experimentală. Pentru anumite concentrații au fost măsurate și pierderile de presiune în tronsoanele înclinate cu un unghi $\alpha = \pm 5°$ (HC, la $C_g = 40\%$) sau $\alpha = \pm 15°$ (HP, la $C_g = 50\%$ și HC la $C_g = 5$ și 40%).

În acest studiu s-a utilizat numai concentrația în greutate (C_g %). Experimentările noastre s-au efectuat la concentrațiile de: 5; 10; 20; 25; 33,33 și 40%, iar pentru concentratul de pirită au continuat și la concentrațiile de 45 și 50% (1 solid : 1 apă).

Pierderile de presiune sînt exprimate în daN/m²·m.

Rezultatele încercărilor experimentale — concretizate în curbe de variație funcție de viteza medie, viteza critică și concentrația hidromasei și, de asemenea, funcție de proprietățile fizice ale concentratului și de panta conductei — au condus la următoarele concluzii asupra pierderilor de presiune.

● Pierderile de presiune depind, în toate tronsoanele rețelei, de viteza de circulație a hidromasei în conductă, crescînd mai mult sau mai puțin repede o dată cu creșterea acesteia.

● În toate tronsoanele conductei (orizontal ascendent sau descendent) se remarcă alura mult mai puțin regulată a curbelor $\Delta p/\Delta v_m$ în cazul hidromasei de calcopirită (fig. 2; 4; 6), datorită — probabil — gradului mai pronunțat

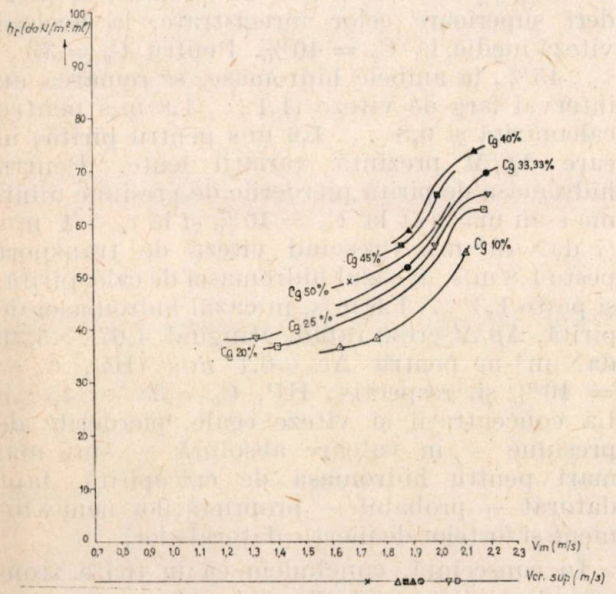


Fig. 1. Variația pierderilor de presiune în tronsonul orizontal al conductei, funcție de viteza medie și concentrația hidromasei de pirită.

de neregularitate al granulației concentratului de cupru.

● În tronsonul orizontal (fig. 1 și 2), pentru ambele hidromase, pierderile de presiune ($\Delta p/\Delta l$) cresc proporțional cu concentrația, pierderile minime înregistrîndu-se la $C_g = 5\%$ și cele maxime la $C_g = 40\%$, marcînd, astfel, dependența strînsă care există între forțele de frecare și viscozitate, aceasta crescînd, de asemenea, cu concentrația. În cazul hidromasei de pirită, pentru care experimentările au continuat și la $C_g = 45$ și 50%, se remarcă reducerea pierderilor de presiune la aceste concentrații (astfel curba $\Delta p/\Delta v_m$ la $C_g = 50\%$ se află între cele trasate pentru $C_g = 45\%$ și, respectiv, 33%). Pentru concentrații și viteze de circulație egale, pierderile de presiune ale celor două hidromase de concentrate (HP și HC) sînt foarte apropiate. Curbele $\Delta p/\Delta v_m$ în cazul $C_g \geqslant 20\%$ prezintă variații mici ale pierderilor de presiune în intervalul de viteză 1,4 ... 1,75 m/s, cu valori minime pentru $v_m = 1,6 \ldots 1,7$ m/s, care este, deci, viteza optimă de circulație a hidromasei de calcopirită în conducta orizontală cu $D_i = 0,1$ m. Această viteză este egală cu viteza critică inferioară. Cînd viteza medie depășește această valoare și îndeosebi pentru $v_m = 1,8 \ldots 2,1$ m/s, $\Delta p/\Delta l$ cresc rapid, avînd variații ale valorilor absolute cuprinse între 7,72 și 7,27 (HP, $C_g = 45\%$; HC, $C_g = 40\%$) și 3,23 daN/m²·m (HP, $C_g = 50\%$) pentru o variație a vitezei medii $\Delta v_m = 0,1$ m/s. Pentru concentratul de pirită, de asemenea, viteza optimă de circulație este mai mică (1,55 ... 1,65 m/s) decît viteza critică superioară (1,73 m/s).

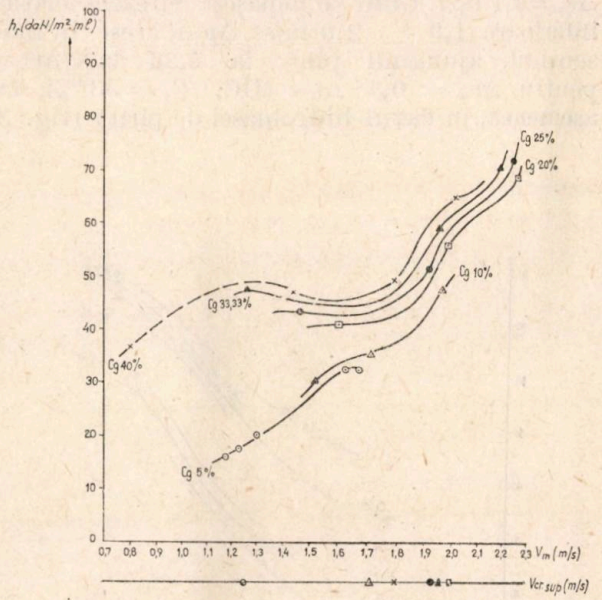


Fig. 2. Variația pierderilor de presiune în tronsonul orizontal al conductei, funcție de viteza medie și concentrația hidromasei de calcopirită.

● În tronsonul ascendent ($\alpha = +10°$), în cazul concentratului de cupru, sensul de variație al curbelor $\Delta p/\Delta v_m$ este identic cu cel din tronsonul orizontal, pierderile minime fiind înregistrate la $C_g = 5\%$ și cele maxime la $C_g = 40\%$ (fig. 4). La concentrații $C_g > 25\%$, în intervalul de viteze 1,3 ... 1,9 m/s, $\Delta p/\Delta l$ au variații mici, în medie de circa 1,5 daN/m²·m pentru $\Delta v_m = 0{,}1$ m/s. Cum se depășesc vitezele critice inferioare (1,9 ... 2,0 m/s), $\Delta p/\Delta l$ cresc în mod sensibil, ajungînd pînă la 5,26 daN/m²·m pentru $\Delta v_m = 0{,}1$ m/s (HC, $C_g = 33\%$). De asemenea, în cazul hidromasei de pirită (fig. 3) situația este similară celei din conducta orizontală, cu diferența că $\Delta p/\Delta l$ încep să scadă la $C_g > 25\%$ (astfel, pierderile pentru $C_g = 50\%$ sînt foarte apropiate de cele pentru $C_g = 10\%$). În tronsonul ascendent, la concentrații și viteze egale, valorile absolute $\Delta p/\Delta l$, pentru ambele concentrate, sînt apropiate.

● În tronsonul descendent ($\alpha = -10°$), pentru ambele hidromase, situația este aproape inversă celei constatate în conducta orizontală, pierderile minime fiind măsurate la $C_g = 40\%$ și cele maxime la $C_g = 5\%$. Pentru hidromasa de pirită, curbele $\Delta p/\Delta v_m$ la $C_g = 45 - 50\%$ se găsesc între cele corespunzătoare pentru $C_g = 33\%$ și, respectiv, $C_g = 25\%$, indicînd pierderi superioare celor înregistrate, la aceeași viteză medie, la $C_g = 40\%$. Pentru $C_g = 33 \ldots 45\%$, la ambele hidromase, se remarcă un interval larg de viteze (1,1 ... 1,8 m/s pentru calcopirită și 0,8 ... 1,6 m/s pentru pirită) în care $\Delta p/\Delta l$ prezintă variații lente. Pentru hidromasa de pirită pierderile de presiune minime s-au măsurat la $C_g = 40\%$ și la $v_m = 1$ m/s (7 daN/m²·m). Crescînd viteza de transport peste 1,8 m/s, în cazul hidromasei de calcopirită, și peste 1,3 ... 1,6 m/s, în cazul hidromasei de pirită, $\Delta p/\Delta l$ cresc rapid, atingînd 4,67 ... 5,39 daN/m²·m pentru $\Delta v_m = 0{,}1$ m/s (HC, $C_g = 40\%$ și, respectiv, HP, $C_g = 33 \ldots 45\%$). La concentrații și viteze egale, pierderile de presiune — în valoare absolută — sînt mai mari pentru hidromasa de calcopirită, fapt datorat — probabil — proprietăților nenewtoniene și forțelor de inerție datorate lor.

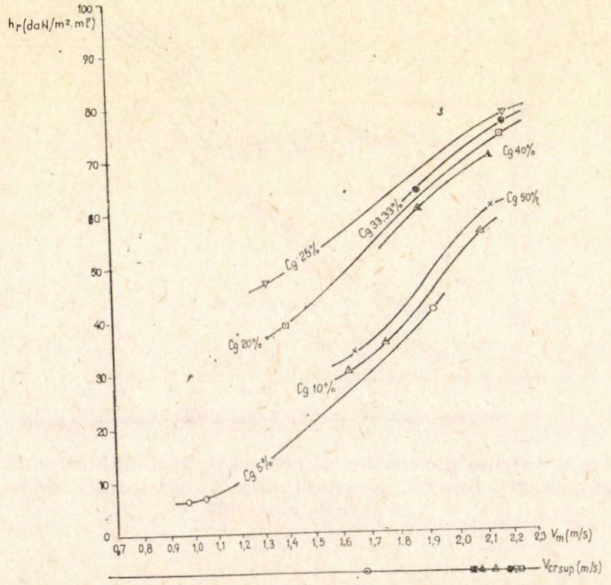


Fig. 3. Variația pierderilor de presiune în tronsonul ascendent al conductei ($\alpha = +10°$), funcție de viteza medie și concentrația hidromasei de pirită.

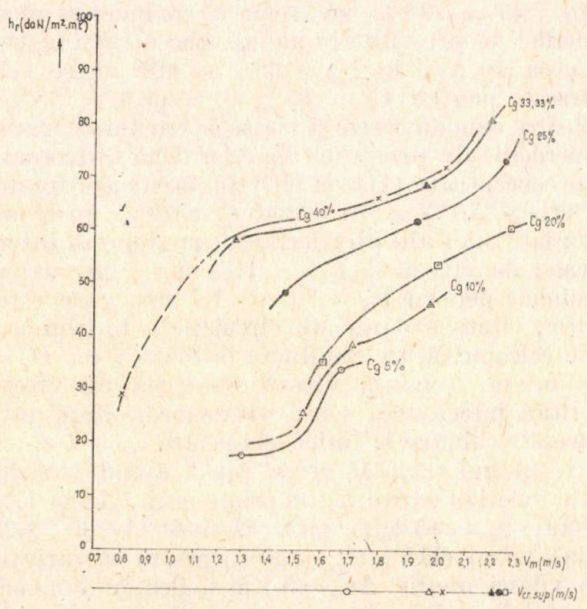


Fig. 4. Variația pierderilor de presiune în tronsonul ascendent al conductei ($\alpha = +10°$), funcție de viteza medie și concentrația hidromasei de calcopirită.

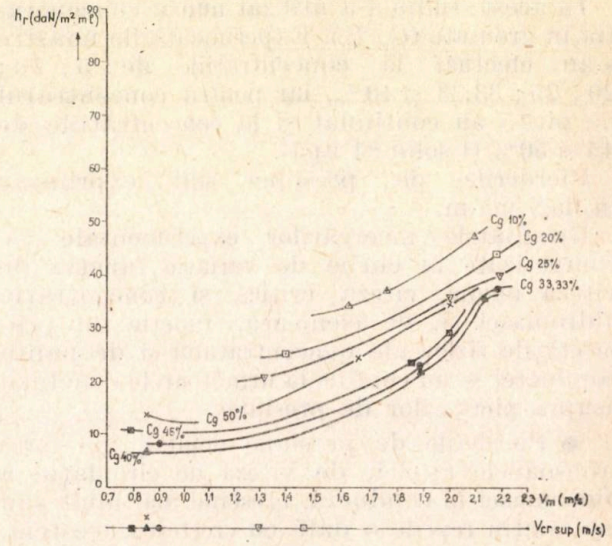


Fig. 5. Variația pierderilor de presiune în tronsonul descendent ($\alpha = -10°$) al conductei, funcție de viteza medie și concentrația hidromasei de pirită.

În consecință, concludem că în toate tronsoanele rețelei pierderile de presiune au valori minime dacă viteza hidromasei se menține apropiată de viteza critică inferioară, la care

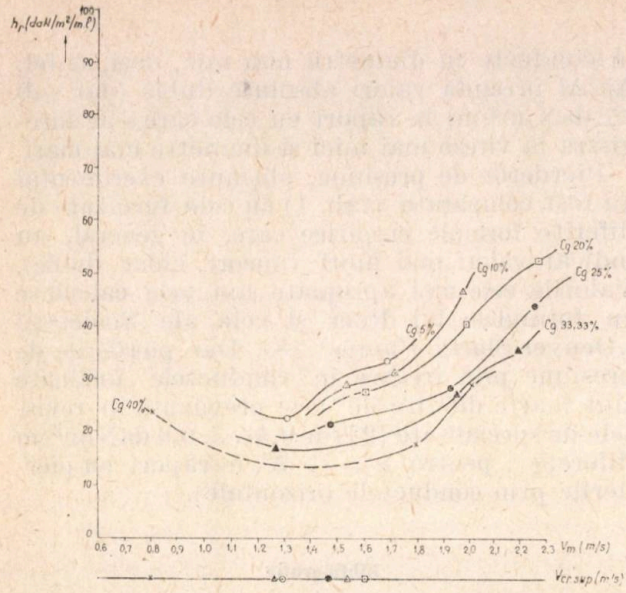


Fig. 6. Variația pierderilor de presiune în tronsonul descendent ($\alpha = -10^{\circ}$) al conductei, funcție de viteza medie și concentrația hidromasei de calcopirită.

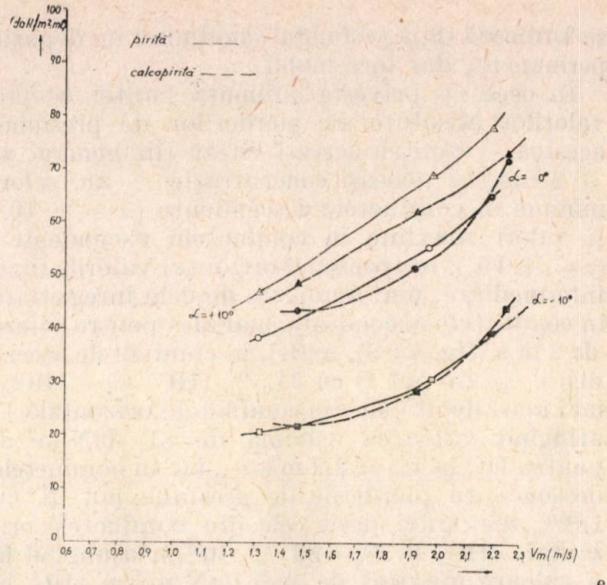


Fig. 7. Variația pierderilor de presiune ale hidromasei de pirită și calcopirită la concentrația de 25 %, funcție de viteza medie a hidromasei și panta conductei.

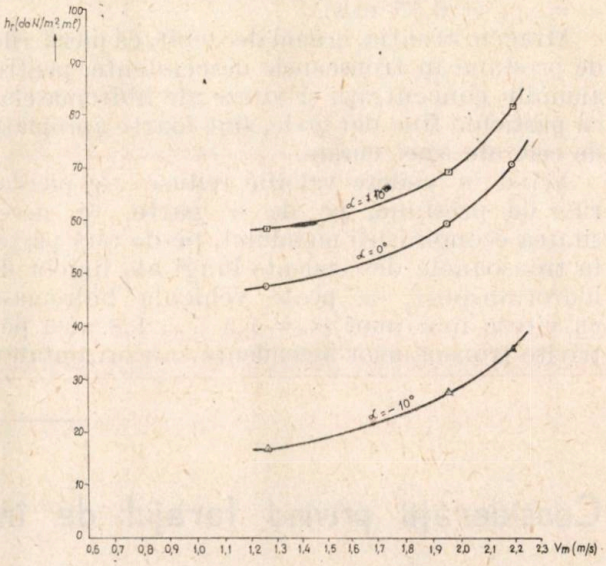


Fig. 8. Variația pierderilor de presiune ale hidromasei de calcopitrită la concentrația de 33,33%, funcție de viteza sa medie și panta conductei.

Tabelul 1

Pierderile de presiune determinate experimental și calculate cu formule empirice

CONCENTRATUL	Cp %	Dc m	Vcr m/s	V m/s	IUFIN		SMOLDÎREV		ROER		CHÉZY		TABELE SLURRY PUMPS		EXPERIMENTAL	
					h_r apă	h_r hidrom	h_r apă	h_r hidrom	h_r apă	h_r hidrom	h_r apă	h_r hidrom	h_r apă	h_r hidrom	Viteza critică m/s	h_r hidrom
PIRITĂ	50	0,1	1,455	0,9			20	43,3 (C_o=1,8)			13,5	22,3				
				1,25				67,7 (C_o=1,5)					29,6	50,3		
				1,69			38,8				47,3	78				48,85
				1,92				96,6 (C_o=2,2)			61,3	100			1,55	59,80
				2,13							75	123,7				60,76
		D_{cr}=0,094							35,5	59						
	40	0,9		2,1							84	142,8			1,7	
		0,1	1,65	1,77	51,8	207,9					51,8	75,6				68,44
CALCOPIRITĂ	40	D_{cr}=0,0760	1,32	1,3	43,86	159			38,2	53,2(Δ)	39	56				
				1,7							69	99,2				
	33,33	D_{cr}=0,0865	1,372	1,38				37,4 (C_o=1,5)			39,7	53,2				
				1,85			35,8	38,2 (C_o=1,8)	35,9	46,9(Δ)	71,5	95,7				
				1,98							81,9	109,7				
		0,1		1,2									27,56	41,3		47,56
				1,95							64	85,7	67	100,5	1,76	59,12
				2,22							80	107,3	84,7	127		70,67

$\frac{\Delta p}{\Delta l} = h_r = daN/m^2 . m$

se formează deja pe fundul conductei un depozit permanent, dar încă mobil.

În ceea ce privește influența pantei asupra valorilor absolute ale pierderilor de presiune, acestea — pentru aceeași viteză (în general $\leqslant$ $\leqslant$ 2 m/s) și aceeași concentrație — au valori minime în conductele descendente ($\alpha = -10°$) și valori maxime în conductele ascendente ($\alpha = +10°$), în tronsonul orizontal valorile fiind intermediare, mai apropiate de cele înregistrate în conductele ascendente, mai ales pentru viteze de 2 m/s (fig. 7 ; 8). Astfel, în conductele ascendente $\Delta p/\Delta l$ pot fi cu 34,5% (HC, $C_g = 40\%$) mai mari decît cele din conductele orizontale — atingînd valoarea maximă de 81 daN/m²·m pentru HC la $v_m = 2{,}2$ m/s —, iar în conductele descendente pierderile de presiune pot fi cu 181% mai mici decît cele din conductele orizontale (HC, la $C_g = 33 \ldots 40\%$), ajungînd la o valoare maximă de 52,5 daN/m²·m (HC, la $C_g = 20\%$ și $v_m = 2{,}3$ m/s) și o valoare minimă de 6,7 daN/m²·m (HP, la $C_g = 40\%$ și $v_m = v_{cr.sup.} = 0{,}85$ m/s).

Atragem atenția, în mod deosebit, că pierderile de presiune în tronsoanele descendente, pentru anumite concentrații și viteze ale hidromaselor cu particule fine dar grele, sînt foarte apropiate de cele ale apei curate.

Avînd în vedere valorile reduse ale pierderilor de presiune, pe de o parte, și necesitatea economisirii metalului, pe de altă parte, în tronsoanele descendente lungi ale liniilor de hidrotransport, se poate vehicula hidromasa cu viteze mai mari ($v_m = 1{,}5 \ldots 1{,}8$ m/s, potrivite tronsoanelor ascendente sau orizontale), în conducte cu diametru mai mic, deși, astfel, $\Delta p/\Delta l$ prezintă valori absolute duble (dar sub 25 daN/m²·m) în raport cu cele care s-ar înregistra la viteze mai mici și diametre mai mari.

Pierderile de presiune, obținute exerimental au fost comparate (tab. 1) cu cele furnizate de diferite formule empirice care, în general, au indicat valori mai mari (uneori chiar duble). Valorile cele mai apropiate sînt cele calculate cu formulele lui Roer și cele ale Societății „Denver Slurry Pumps" [8]. Dar pierderile de presiune prin frecare în conductele înclinate sînt foarte diferite de cele prevăzute în revistele de specialitate [2] (de 0,5 ... 0,6 daN/m²·m diferență, pentru $\alpha = \pm 5°$, în raport cu pierderile prin conductele orizontale).

Bibliografie

[1] Blake, A. Caldwell *Erlsberg a gigantic bore metal out crop.* Mining Engineering, aug. 1970.

[2] Ghinescu, P., Solomon, A. *Hidromecanizarea în construcții.* Ed. tehnică, București, 1969.

[3] Göedde, E. *To the critical velocity of heterogeneous hydraulic transport.* Krupp Industrie — und Stahlbau, Duisburg, 1978.

[4] Lindford, A. *Hidraulic transport of minerals.* Mining magasine, April 1972.

[5] Popovici Alina *Studii experimentale privind viteza critică în hidrotransportul particulelor solide grele prin conducte.* Mine, Petrol și Gaze, nr. 12, 1987.

[6] * * * *The application of modern transport technology to mineral developement in developing countries.* Cap. VII. *Pipeline transportation of solids.* United Nations, New-York, aug. 1976.

[7] * * * *Pumping concentrate Paguna to Anewa Bay.* World Mining, Oct. 1972.

[8] * * * *Denver Slurry pumps.*

Considerații privind forajul de îndesire și creșterea recuperării țițeiului

Șt. Tr. Mocuța

Institutul de cercetări și proiectări pentru petrol și gaze Cîmpina

I. Introducere

Rezultatele obținute în șantier au impus forajul de îndesire, obișnuit combinat cu un proces de injecție sau termic, ca o metodă de creștere a eficienței recuperării.

Încurajați de cîteva rezultate mai deosebite, unii autori [1] au emis opinia că forajul de îndesire, cu injecție continuă de apă, ar fi calea cea mai sigură și eficientă pentru creșterea recuperării țițeiului, metodele terțiare fiind scumpe, prea lent introduse în șantier și de utilitate problematică.

Alți autori [2] susțin că atît forajul de îndesire, cît și procesele terțiare, aplicate rațional, sînt utile pentru creșterea substanțială a rezervelor recuperabile și a producției de țiței.

Așadar, indiferent de soluțiile recomandate, tot mai mulți autori consideră, într-un fel sau altul, forajul de îndesire ca o metodă de creștere a recuperării țițeiului din zăcăminte.

Acceptînd, în general, acest punct de vedere, trebuie să subliniem totuși faptul că forajul de îndesire nu este o operație tehnologică simplă, care să aibă drept consecință obligatorie creșterea eficienței recuperării țițeiului. Considerăm că aplicarea unui program de îndesire a gabaritului de exploatare trebuie să fie fundamentat pe baza unui studiu de zăcămînt, care să analizeze detaliat litologia și tectonica, variațiile valorilor proprietăților fizice ale rocii-rezervor și fluidelor din zăcămînt, pe orizontală și verticală, istoricul exploatării și mecanismul natural sau operațional de dezlocuire

a țițeiului. Fără un astfel de studiu, care să ia în considerație date complete și corecte de șantier, lucrări complexe de laborator, care să evalueze comportarea zăcămîntului pe modele de simulare numerică, și care să fie elaborate de specialiști cu experiență corespunzătoare, se reduce foarte mult șansa de a obține cele mai bune și mai sigure rezultate prin forajul de îndesire.

Discuțiile referitoare la forajul de îndesire cuprind aspecte geologice, fizico-chimice, hidrodinamice și tehnologice. Clarificarea acestor aspecte are o deosebită importanță pentru rezolvarea corectă a problemei privind forajul de îndesire.

Scopul acestui articol este de a aduce în discuție aspecte privind influența modelului de zăcămînt asupra distanței dintre sonde, probleme privind relația între distanța dintre sonde și eficiența recuperării și de a prezenta cîteva dintre cele mai tipice exemple de zăcăminte din România, la care au fost aplicate programe de creștere a recuperării cuprinzînd și forajul de îndesire.

II. Modelul de zăcămînt

În cadrul programelor de exploatare a zăcămintelor, elaborate de I.C.P.P.G. Cîmpina, „modelul de zăcămînt" este prezentat ca o sinteză a tuturor informațiilor geologice, fizico-chimice, hidrodinamice și de producție [3]. Avînd un rol hotărîtor în stabilirea gabaritului și a sistemului de exploatare, modelul de zăcămînt urmărește definirea cît mai exactă a obiectivului unei exploatări.

Un element important al modelului de zăcămînt este rezervorul.

În accepțiunea cea mai larg răspîndită [4 ; 5], un rezervor este un corp poros-permeabil dintr-o formațiune geologică, caracterizat printr-un singur sistem natural de presiune, care poate conține una sau mai multe acumulări exploatabile de hidrocarburi (țiței și/sau gaze). Astfel definit, rezervorul implică descrierea compoziției, texturii și structurii rocii-rezervor [6 ; 7], stabilirea tipurilor de capcane în limitele sale de dezvoltare [4 ; 8], distribuția fluidelor în cadrul capcanelor [9 ; 10] și caracterizarea hidrogeologică regională [4 ; 11 ; 12].

Acumularea exploatabilă de hidrocarburi dintr-un rezervor formează un zăcămînt.

Stabilirea geometriei externe a zăcămîntului sau a unui sistem de zăcăminte este utilă pentru amplasarea și deschiderea corectă a sondelor și aplicarea celor mai indicate metode de exploatare. Lămurirea acestui aspect are la bază un studiu detaliat litostratigrafic și tectonic, pe de o parte, și o analiză aprofundată a probelor de producție, pe de altă parte [3].

Cunoașterea distribuției valorilor principalelor proprietăți fizice ale rocii-rezervor (porozitatea, permeabilitatea, umectabilitatea și saturația în apă interstițială) este necesară pentru estimarea cît mai exactă a rezervelor geologice inițiale de hidrocarburi fluide [13 ; 14 ; 15] și pentru fundamentarea studierii comportării zăcămîntului, în diferite variante de exploatare [16 ; 17 ; 18 ; 19], utilizînd modele de simulare numerică [20 ; 21].

Esența analizei distribuției valorilor parametrilor fizici ai rocii-rezervor constă în descrierea cît mai corectă a variației capacităților de înmagazinare și curgere, a eterogenității și a gradului de anizotropie [18 ; 22]. Evident, o astfel de analiză trebuie să beneficieze de un volum corespunzător de informații. Sursele de informații sînt carotele mecanice, diagrafiile geofizice de sondă, rezultatele cercetării sondelor în condiții nestaționare de curgere și testele izocronale.

Proprietățile fluidelor care saturează roca-rezervor au o pondere importantă în caracterizarea modelului de zăcămînt [23 ; 24]. Eventualele variații pe orizontală și verticală ale proprietăților fluidelor, precum și variația acestora cu presiunea au implicații directe în estimarea rezervelor și în evaluarea comportării zăcămîntului în decursul exploatării. La zăcămintele cu un istoric mai îndelungat al exploatării trebuie acordată o atenție deosebită saturației actuale în țiței. Distribuția valorilor acestui parametru poate deveni hotărîtoare pentru aprobarea sau respingerea unui program de exploatare care să ia în considerare și forajul de îndesire. Cele mai mari variații ale saturației actuale în țiței sînt întîlnite în zăcămintele formate în roci-rezervor caracterizate printr-un grad pronunțat de eterogenitate [1 ;2 ; 22 ; 25].

Modelul de zăcămînt se completează — în final — cu aspectele cele mai caracteristice reieșite dintr-o analiză detaliată a istoricului exploatării. Se vor lua în considerație datele referitoare la gabaritul actual de exploatare (eventual și de injecție), evoluția ritmului exploatării, limitele de variație ale debitelor de producție (eventual și de injecție) inițiale și actuale, pe sonde și zăcămînt, variația rațiilor gaze-țiței și a impurităților, pe sonde și zăcămînt, evoluția în timp a presiunii de zăcămînt, presiunile diferențiale cu care au produs sondele, indicii specifici de productivitate (eventual și injectivitate) și mecanismul natural sau operațional de dezlocuire, cu analizarea specială a rezultatelor calculului de bilanț material, comparativ cu rezultatele calculului volumetric. Se vor urmări problemele deosebite care au apărut în timpul forajului și exploatării sondelor.

În concluzie, pe baza unui complet și corect model de zăcămînt, trebuie să se poată afirma clar, dacă este cazul, faptul că menținînd actualul gabarit nu se va obține o eficiență „optimă" a recuperării. De asemenea, se va recomanda, ca o eventuală soluție de luat în considerație datorită eterogenității, competitivă, forajul de îndesire, eventual combinat cu un proces de injecție sau termic.

III. Distanța dintre sonde

1. *Scurt istoric privind concepțiile referitoare la distanța dintre sonde*

Problema distanței dintre sonde este o consecință directă a preocupărilor conjugate ale geologilor și specialiștilor în ingineria de zăcămînt de a realiza o eficiență maximă în recuperarea țițeiului cu un număr minim de sonde. Modul de rezolvare a acestei probleme a fost, în decursul timpului, un subiect foarte controversat.

În anul 1924, W. W. Cutler, Jr. a observat, în cadrul unui studiu de estimare a rezervelor de țiței pe baza curbelor de declin a producției sondelor, o creștere în eficiența recuperării țițeiului pe diferite suprafețe ale aceluiași zăcămînt, în funcție de densitatea sondelor. Dînd o interpretare greșită curgerii fluidelor prin rocile-rezervor (considerînd că ascultă de aceeași lege mecanică privitor la energie ca și curgerea liniară prin conductă), a formulat o regulă după care „recuperarea din sonde de același diametru, producînd din același zăcămînt, în condiții similare, este proporțională cu distanța medie de la care țițeiul se mișcă spre sondă". Din această regulă a rezultat că, în cazul interferenței între sonde, dublînd distanța dintre sonde, se dublează producția cumulativă pe sondă și se înjumătățește eficiența recuperării pe unitatea de suprafață.

Criticînd această regulă, mai mulți autori (H. C. Milar și R. V. Higgins, 1939; O. W. Keller și F. H. Callaway, 1950) au arătat că variația eficienței recuperării țițeiului cu densitatea sondelor, observată de W. W. Cutler, poate fi atribuită migrației zonale.

Prin interpretarea eronată a regulii lui Cutler, mulți au tras concluzia că eficiența recuperării țițeiului depinde de densitatea sondelor.

Adepții distanțelor mici între sonde au mai găsit un suport și în teoria controlului capilar (S. C. Herold, 1928). Admițînd apariția „efectului Jamin" în curgerea lichidelor și gazelor prin porii capilari ai rocii-rezervor, s-a formulat părerea că, la o anumită distanță de sondă, există un punct în care rezistența la curgere, spre sondă, a unei bule de gaz se echilibrează cu presiunea din spatele bulei. Presupunînd că dincolo de acest punct nu mai are loc depletarea zăcămîntului, s-a introdus noțiunea de „rază de drenaj", care a limitat, de asemenea, distanța între sonde.

Au urmat cîteva decenii de efervescentă și fructuoasă activitate în domeniul geologiei și ingineriei de zăcămînt. Au fost efectuate numeroase investigații de laborator, studii teoretice, observații și analize în șantier, care au adus contribuții esențiale la fundamentarea mecanismului de curgere a fluidelor prin medii poros-permeabile. Sinteza acestor studii și analize a fost prezentată pe larg în multe lucrări de specialitate [4; 9; 12; 16; 17; 18; 19; 22; 24; 25; 26; 27; 28].

Aportul științific și tehnic al acestei perioade în exploatarea zăcămintelor de hidrocarburi fluide este greu de formulat în cîteva cuvinte, cu atît mai mult, cu cît ei îi aparține crearea „ingineriei de zăcămînt" ca activitate specifică a industriei extractive de țiței și gaze. Dar nu putem să nu fim de acord cu aprecierea că poate cel mai important rezultat a fost demonstrarea faptului că într-o rocă-rezervor care conține hidrocarburi fluide nu există combinații ale saturațiilor în fluide, la care curgerea să se oprească prin „efectul Jamin", atîta timp cît există un gradient de presiune [26]. S-a demonstrat că, într-un rezervor continuu, limita drenajului este determinată de limitele geologo-fizice ale acestuia și că eficiența recuperării este esențial independentă de distanța între sonde.

Consecința practică, previzibilă, a acestor lucrări a fost creșterea distanței dintre sondele de exploatare. Desigur, acest lucru nu s-a făcut la întîmplare, ci pe baza unui program care, în conformitate cu practica mondială, cuprinde — pentru un zăcămînt nou — următoarele faze:

- prima fază, exploatarea de probă, efectuată cu un gabarit larg de sonde, prin care se obține un volum corespunzător de informații (referitoare la rocă, fluide și mecanismul natural de dezlocuire), pe baza cărora se creează modele de simulare numerică, care permit descrierea evoluției exploatării zăcămîntului în diferite alternative;
- a doua fază, exploatarea industrială, efectuată cu gabaritul de exploatare (eventual și de injecție) complet, în alternativa considerată optimă din punct de vedere tehnic și/sau economic, corectată periodic în funcție de evoluția zăcămîntului și sondelor în decursul exploatării.

Cu toate că au fost obținute progrese evidente în practica dezvoltării și exploatării zăcămintelor de țiței, specialiștii nu au găsit relații între distanța dintre sonde și eficiența recuperării. Ultima încercare de anvergură a fost efectuată în anul 1967 de către Subcomitetul pentru eficiența recuperării al API-ului. Analiza efectuată de R.C. Craze și S.E. Buckley pe 103 zăcăminte, în anul 1945, revăzută în anul 1951 de Comisia interstatală pentru țiței, a fost extinsă la 312 zăcăminte [22]. Au fost stabilite relații între eficiența recuperării și diferite proprietăți fizice ale rezervoarelor și fluidelor pentru mecanismele de dezlocuire prin depletare și avansare naturală de apă, dar nu s-a găsit o relație între eficiența recuperării și distanța dintre sonde, probabil, subliniază A.F. van Everdingen și M.S. Kriss [1], deoarece nu a fost luată în considerare eterogenitatea. Citînd ca exemplu zăcămintele structurii Slaughter (fig. 1), acești autori concluzionează că, în

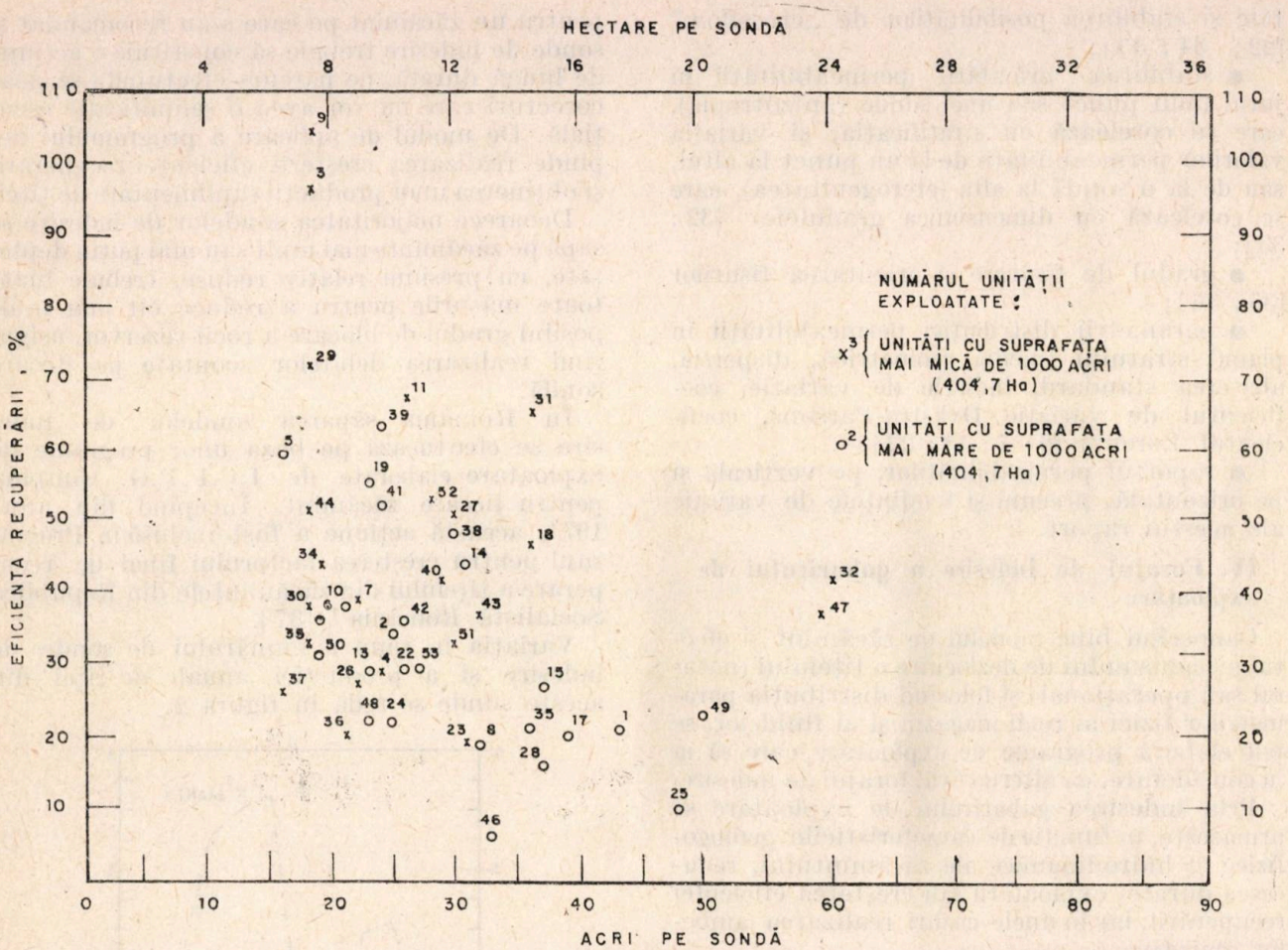


Fig. 1. Eficiența recuperării, raportată la densitatea sondelor pentru structura Slaughter [1].

acest caz, este evidentă tendința de creștere a eficienței recuperării cu densitatea sondelor. Deci, după o perioadă relativ îndelungată, fără să fi dispărut total din practica proiectării exploatării zăcămintelor de țiței, relația dintre eficiența recuperării și distanța între sonde apare din nou în discuție, desigur, de această dată, cu un suport științific — eterogenitatea — care reclamă o atenție specială în cazul fiecărui zăcământ analizat.

2. *Eterogenitatea rezervoarelor*

Eterogenitatea poate fi definită ca o particularitate generală a unei „unități geologice de sedimentare" [29], exprimată prin variația în suprafață și pe verticală a proprietăților sale geologo-fizice, precum și prin gradul de fisurare. În cazul unui rezervor, la caracterizarea eterogenității sau neuniformității sale, se vor lua în considerare : grosimea efectivă, porozitatea, distribuția dimensiunii porilor, distribuția dimensiunii granulelor și permeabilitatea. La analiza unui zăcământ format în acest rezervor mai intervin : umectabilitatea, saturația în apă interstițială și proprietățile hidrocarburilor. Dintre toți parametrii menționați, cel mai important este însă permeabilitatea.

Din informațiile obținute pînă în prezent, valorile de permeabilitate ale majorității rezervoarelor prezintă anumite tendințe de variație, atît în suprafață, cît și pe verticală. Cunoașterea cît mai exactă a direcțiilor de distribuție a valorilor minime și maxime ale permeabilității și mărimea raportului dintre ele reprezintă date care trebuie luate în considerație la stabilirea gabaritului de exploatare și injecție. Tehnicile de prelucrare a informațiilor — provenind din aflorimente, carote, diagrafii geofizice, diagrafii de producție (gradiomanometrie, debitmetrie), probe de producție (în timpul forajului sau după perforarea coloanei) și din cercetarea sondelor (la deschidere și/sau închidere) — sînt multe și variate [18 ; 22 ; 29 ; 30 ; 31 ; 32 ; 33 ; 34 ; 35 ; 36].

În esență, prin prelucrarea valorilor de permeabilitate trebuie să se stabilească caracteristicile rezervorului, urmărind :

- gradul de omogenitate litologică (menționînd prezența sau absența unor intercalații discontinue, pelitice sau compacte și tipul de stratificație [29 ; 30 ; 31] ;
- distribuția pe verticală, eventual zonalizarea sau stratificarea valorilor de permeabili-

tate și stabilirea posibilităților de „crossflow" [22 ; 34 ; 35];

- stabilirea orientării permeabilității în jurul unui punct sau unei sonde (anizotropia), care se corelează cu stratificația, și variația valorilor permeabilității de la un punct la altul, sau de la o sondă la alta (eterogenitatea), care se corelează cu dimensiunea granulelor [32 ; 33];
- gradul de fisurare și orientarea fisurilor [35 ; 36];
- parametrii distribuției permeabilității în planul stratului (media geometrică, dispersia, abaterea standard, indicele de variație, coeficientul de variație Dykstra-Parsons, coeficientul Lorenz) [6 ; 7 ; 18 ; 22];
- raportul permeabilităților, pe verticală și pe orizontală, precum și tendințele de variație ale acestui raport.

IV. Forajul de îndesire a gabaritului de exploatare

Cunoscînd bine modelul de zăcămînt și efectul mecanismului de dezlocuire a țițeiului (natural sau operațional) și folosind distribuția parametrilor fizici ai rocii-magazin și ai fluidelor, se pot elabora programe de exploatare care să ia în considerare, ca alternativă, forajul de îndesire.

Prin îndesirea gabaritului de exploatare se urmărește, în funcție de caracteristicile geologo-fizice și hidrodinamice ale zăcămîntului, reducerea duratei exploatării sau creșterea eficienței recuperării, iar în unele cazuri realizarea ambelor obiective.

Reducerea duratei exploatării se poate realiza prin forajul de îndesire dacă interferența dintre sonde nu este importantă, zăcămîntul este relativ uniform și exploatat cu un gabarit mai larg sau cu debite restrictive pe sonde.

Creșterea eficienței recuperării prin forajul de îndesire poate apărea numai în cazul unui zăcămînt eterogen, dacă prin gabaritul existent nu sînt solicitate uniform toate sectoarele zăcămîntului sau se constată existența unor zone baipasate de agentul de lucru, în cazul aplicării unui proces de creștere a eficienței recuperării (de injecție sau termic).

Realizarea simultană a creșterii eficienței recuperării și reducerea duratei exploatării sînt posibile la un zăcămînt eterogen cu debite restrictive pe sonde.

Indiferent de scopul urmărit, programul de exploatare pentru un zăcămînt pe care se întrevăd și posibilități de aplicare a forajului de îndesire se va realiza cu ajutorul modelelor de simulare numerică, alternativa optimă fiind decisă pe baza analizei de eficiență economică.

Alternativa optimă poate fi caracterizată prin numărul total de sonde de îndesire, durata exploatării, creșterea eficienței recuperării și prețul de cost al tonei de țiței extras în plus prin săparea acestor sonde. Ca și pentru zăcămintele noi, programul de exploatare elaborat pentru un zăcămînt pe care s-au recomandat și sonde de îndesire trebuie să constituie o acțiune de lungă durată, pe parcurs efectuîndu-se doar corecturi care nu vor avea o semnificație esențială. De modul de aplicare a programului depinde realizarea creșterii eficienței recuperării și obținerea unor producții suplimentare de țiței.

Deoarece majoritatea sondelor de îndesire se sapă pe zăcăminte mai mult sau mai puțin depletate, cu presiuni relativ reduse, trebuie luate toate măsurile pentru a reduce cît mai mult posibil gradul de blocare a rocii-rezervor, asigurînd realizarea debitelor scontate pe fiecare sondă.

În România săparea sondelor de îndesire se efectuează pe baza unor programe de exploatare elaborate de I.C.P.P.G. Cîmpina pentru fiecare zăcămînt. Începînd din anul 1974, această acțiune a fost inclusă în Programul pentru creșterea factorului final de recuperare a țițeiului din zăcămintele din Republica Socialistă România" [37].

Variația în timp a numărului de sonde de îndesire și a producției anuale de țiței din aceste sonde se redă în figura 2.

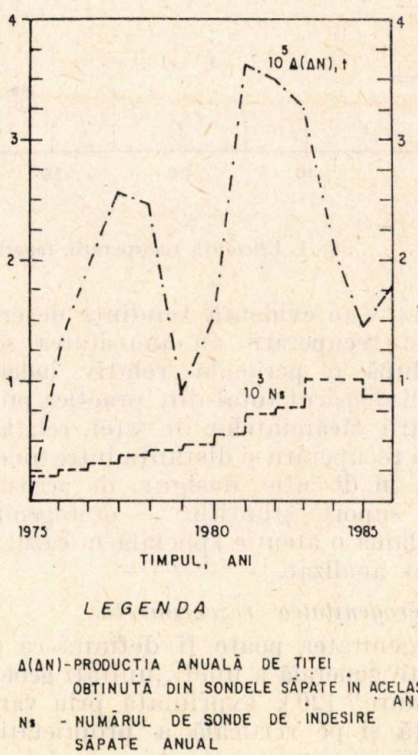


Fig. 2. Variația în timp a numărului sondelor de îndesire din România și a producției anuale de țiței din aceste sonde.

V. Cazuri tipice de zăcăminte de țiței din România pe care s-a efectuat forajul de îndesire

Într-o primă analiză, zăcămintele de țiței din România, pentru care au fost elaborate și aplicate programe de exploatare care au inclus și forajul de îndesire, pot fi împărțite în următoarele categorii :

• zăcăminte formate în roci colectoare granulare, silicioase sau calcaroase, curate sau cu un conținut variabil de pelite, cu intercalații discontinue de roci impermeabile, consolidate (cu sau fără un sistem de microfisuri) sau neconsolidate, cu un grad mai mare de neuniformitate pe verticală (tip gresii oligocene) sau pe orizontală (tip gresii albiene), masive sau stratificate, cu apă tabulară sau marginală;

• zăcăminte formate în roci colectoare negranulare (calcare, dolomite, roci cristaline), fisurate, uneori alterate, cu un grad mare de eterogenitate, cu apă tabulară sau marginală.

Mai rar, pot fi întîlnite și zăcăminte formate în ambele tipuri de roci colectoare.

Forajul de îndesire a urmărit mărirea eficienței recuperării și/sau reducerea duratei exploatării. Exemplele care vor fi prezentate, în continuare, se referă la zăcăminte la care s-a urmărit, în primul rînd, mărirea eficienței recuperării țițeiului.

1. *Zăcămînt format în roci colectoare granulare, masive, microfisurate*

Principalele elemente ale modelului de zăcămînt sînt următoarele [38; 39]:

— roca-rezervor — reprezentată printr-o gresie silicioasă dură, dezvoltată în strate cu grosimi de 1—5 m, care alternează cu intercalații discontinue de șisturi argiloase (disodile), cu microfisuri — are capacități de înmagazinare și curgere bune (tab. 1), însă este eterogenă, mai ales pe verticală;

— țițeiul, de tip parafinos, are proprietăți favorabile pentru procese de spălare cu gaze și apă (tab. 1);

— zăcămîntul, cu apa de talpă, s-a format într-o capcană structurală;

— mecanismul natural de dezlocuire a țițeiului din zăcămînt a fost reprezentat prin expansiunea gazelor din soluție;

— valorile presiunilor diferențiale cu care au produs sondele (10—50 kgf/cm²) arată o dezvoltare relativ redusă a sistemului de microfisuri, iar formarea rapidă a unei cupole secundare de gaze indică orientarea sistemului de microfisuri pe două direcții, paralelă și perpendiculară față de axul structurii.

Exploatarea zăcămîntului a început în anul 1949. Pentru atenuarea declinului accentuat al presiunii de zăcămînt, s-a aplicat un proces de injecție de gaze (între anii 1952—1965) și de apă (extracontural din anul 1954 și intracontural din anul 1958).

Analiza evoluției exploatării zăcămîntului [38; 39] a arătat că prin aplicarea unui program de exploatare cu injecție de agent de lucru în strat (gaze și mai ales apă) și săparea, în etape, a unor sonde de îndesire s-a realizat o stabilizare a producției pe un interval de timp apreciabil (fig. 3). S-a estimat că prin aplicarea acestui program eficiența recuperării va crește, față de exploatarea primară, cu circa 16%. Comportarea exploatării zăcămîntului arată că eficiența recuperării, estimată inițial, va fi depășită.

Sondele de îndesire au fost săpate mai ales pentru secțiunea inferioară a zăcămîntului, în care roca-rezervor avea permeabilități mai mici și în care spălarea cu apă, efectuată la o presiune de zăcămînt redusă (sub 40 at), a înregistrat o rămînere în urmă.

2. *Zăcămînt format în colectoare multistratificate*

Pentru acest exemplu, modelul de zăcămînt este următorul [40]:

— roca-rezervor este reprezentată prin nisipuri și gresii, dezvoltate în strate de grosimi variabile, separate discontinuu prin marne, grupate în 11 complexe trunchiate de discordanța meoțiană, cu foarte bune capacități de înmagazinare și curgere (tab. 1), caracterizată printr-o eterogenitate pronunțată;

— țițeiul este de tip parafinos, are proprietăți favorabile pentru dezlocuirea cu apă (tab. 1);

Tabelul 1

Principalele caracteristici medii ale zăcămintelor pe care s-a efectuat forajul de îndesire

Date de bază (capitolul V)	Zăcămîntul				
	1	2	3	4	5
Adîncimea, m	1 150	1 400	850	1 600	1 350
Porozitatea efectivă, %	15	26	30	39—25	29—34
Permeabilitatea absolută, mD	21,6	375	113	1 000—500	400—1 000
Saturația în apă interstițială, %	35	30	27	20—25	25—30
Presiunea inițială, P_i, at	110	140	67,5	165	132—150
Presiunea de saturație, P_{sat}, at	110	115	60	165	115—145
Temperatura, °C	31	55	35	65	62
Factorul de volum la P_i	1,10	1,122	1,08	1,248	1,165
Factorul de volum la P_{sat}	1,10	1,158	1,10	1,248	1,168
Rația de soluție la P_{sat}, St m³/m³	50	58	28	47	25—75
Viscozitatea țițeiului la P_i, cP	3,2	3,2	16	3,9	2,5
Viscozitatea țițeiului în condiții standard, cP	9,5	10	31	6,0	5,0
Greutatea specifică a țițeiului, kgf/dm³	0,865	0,860	0,910	0,900	0,900
Suprafața medie pe sondă: inițială/ după îndesire, ha	4,5/1,4	19,8/6,6	2/1,6	2/1,3	4,4/3,2

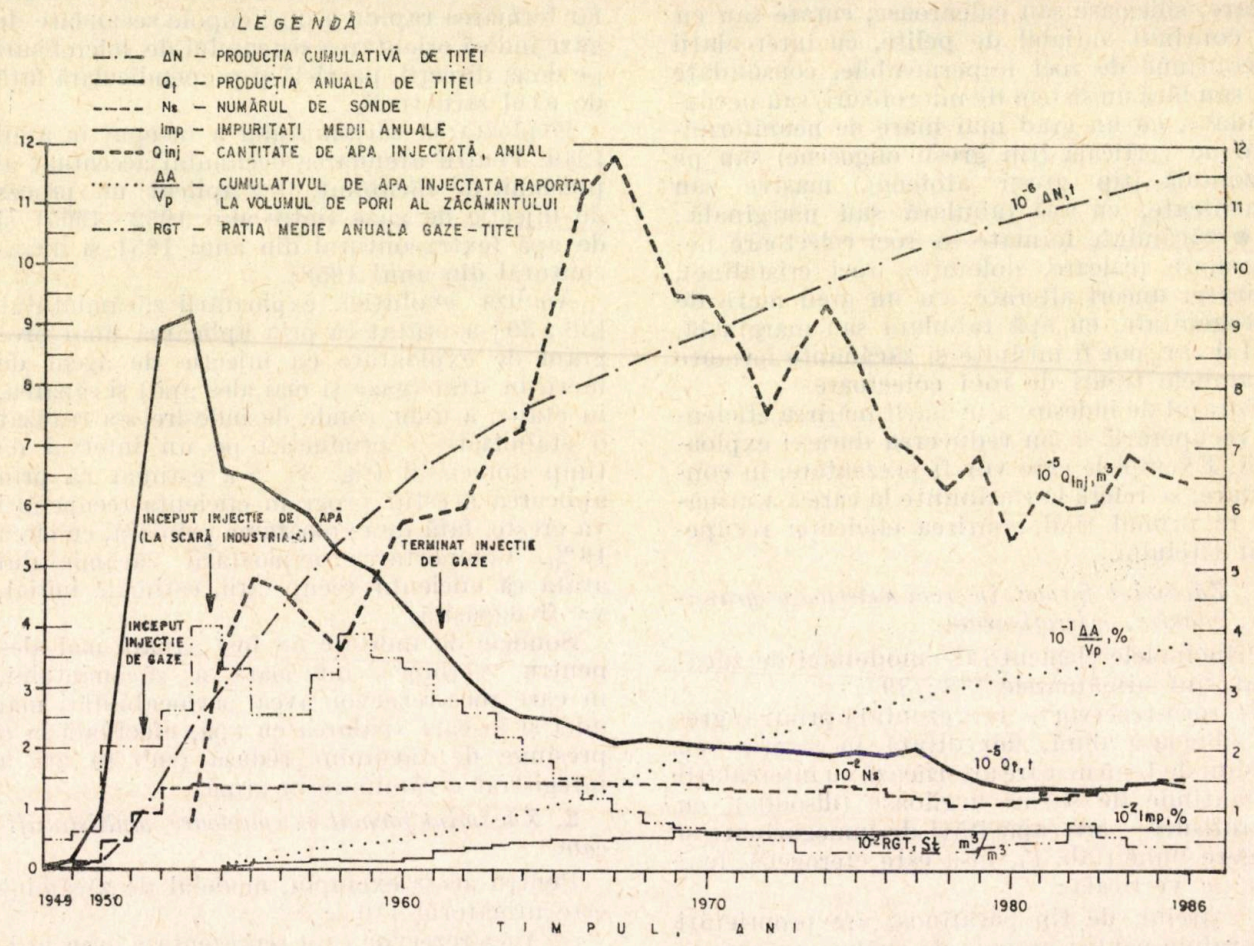


Fig. 3. Zăcământ masiv : curbe caracteristice de comportare.

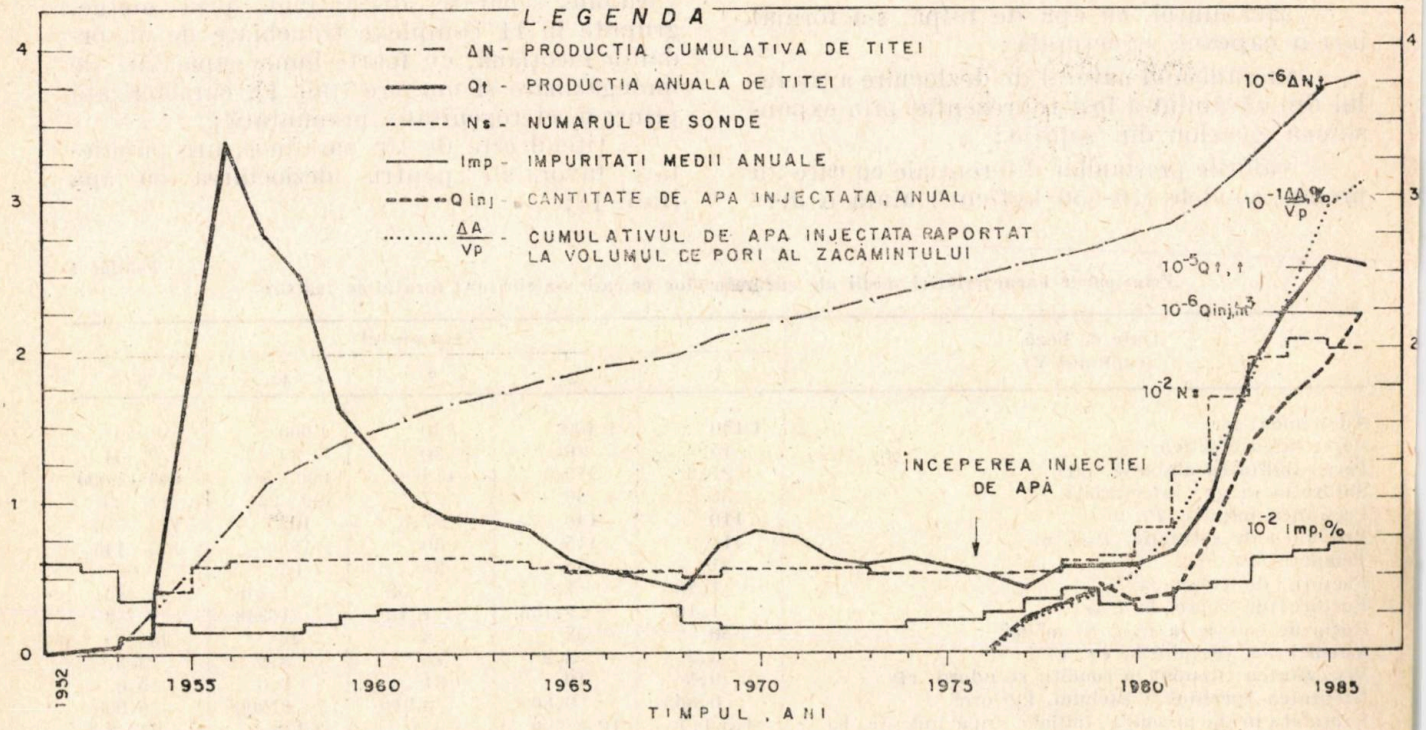


Fig. 4. Zăcământ multistratificat : curbe caracteristice de comportare.

— zăcămîntul, cu un contact inițial apă-țiței aproximativ tabular, s-a format într-o capcană de tip stratigrafic, slab tectonizată;

— mecanismul natural de dezlocuire a țițeiului din zăcămînt este datorat gazelor din soluție;

— efectul pozitiv al adiționărilor, efectuate după o perioadă de timp apreciabilă de la începerea exploatării zăcămîntului (fig. 4), confirmă caracterul eterogen al rocii-rezervor.

Zăcămîntul, deschis în anul 1952, a produs pînă în anul 1976, cînd a început injecția de apă, sub acțiunea mecanismului natural (gaze dizolvate), realizîndu-se un factor de recuperare de circa 15% și înregistrîndu-se o scădere foarte mare a presiunii de zăcămînt (de la cca. 140 at la cca. 40 at).

Pe baza unui program de exploatare a zăcămîntului, simultan cu injecție de apă, a început și forajul de îndesire. Rezultatele deosebit de bune obținute prin aplicarea acestui program, în curs de realizare, sînt o dovadă evidentă a eterogenității rocii-rezervor. S-a apreciat că

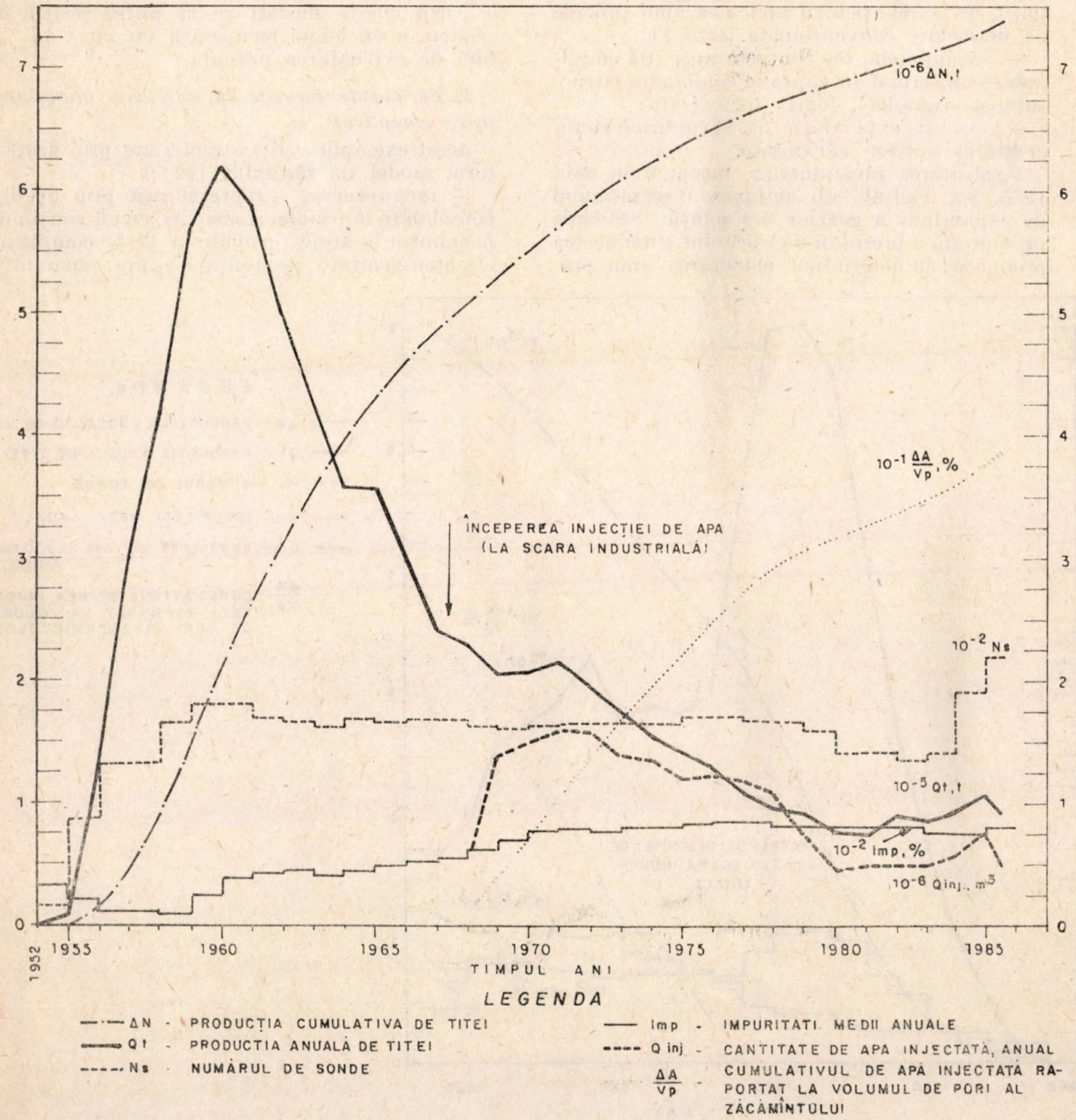


Fig. 5. Zăcăminte în colectoare necoasolidate : curbe caracteristice de comportare.

eficienţa recuperării va creşte cu circa 22% faţă de exploatarea primară.

3. *Zăcămintele formate în colectoare granulare, neconsolidate — stratificate*

Modelul acestor zăcăminte poate fi caracterizat astfel [41]:

— roca-rezervor, reprezentată prin nisipuri fine, calcaroase, slab consolidate, are capacităţi de înmagazinare şi de curgere foarte bune (tab. 1) dar este neuniformă pe orizontală şi verticală;

— ţiţeiul, parafinos, are proprietăţi mai puţin favorabile pentru aplicarea unor procese de dezlocuire convenţionale (tab. 1);

— zăcămintele, cu contacte apă-ţiţei marginale, s-au format în capcane combinate (structural-stratigrafice), foarte tectonizate;

— evoluţia exploatării (fig. 5) confirmă eterogenitatea acestor zăcăminte.

Exploatarea zăcămintelor, începută în anul 1955, s-a realizat sub acţiunea mecanismului de expansiune a gazelor din soluţie. Scăderea pronunţată a presiunii de zăcământ şi reducerea producţiei au determinat elaborarea unui program de exploatare cu injecţie de apă. Procesul de injecţie, efectuat industrial din anul 1968, fără săparea unor sonde de îndesire, a avut ca efect reducerea declinului şi chiar menţinerea producţiei pe un interval de circa trei ani. În continuare însă, producţia a înregistrat, din nou, o scădere foarte accentuată (fig. 5).

Pe baza unui nou studiu de zăcământ a fost iniţiat, în ultimii ani, un program de exploatare care prevede săparea sondelor de îndesire şi îmbunătăţirea procesului de injecţie de apă prin schimbarea liniilor de curent. S-a apreciat că prin aceste măsuri se va putea realiza o creştere a eficienţei recuperării cu circa 16 % faţă de exploatarea primară.

4. *Zăcăminte formate în colectoare granulare foarte complicate*

Acest exemplu a fost caracterizat prin următorul model de zăcământ [42]:

— roca-rezervor — reprezentată prin gresii, consolidate la friabile şi nisipuri, cu un conţinut neuniform în argile, grupate în şapte complexe cu eterogenitate pronunţată — are capacităţi

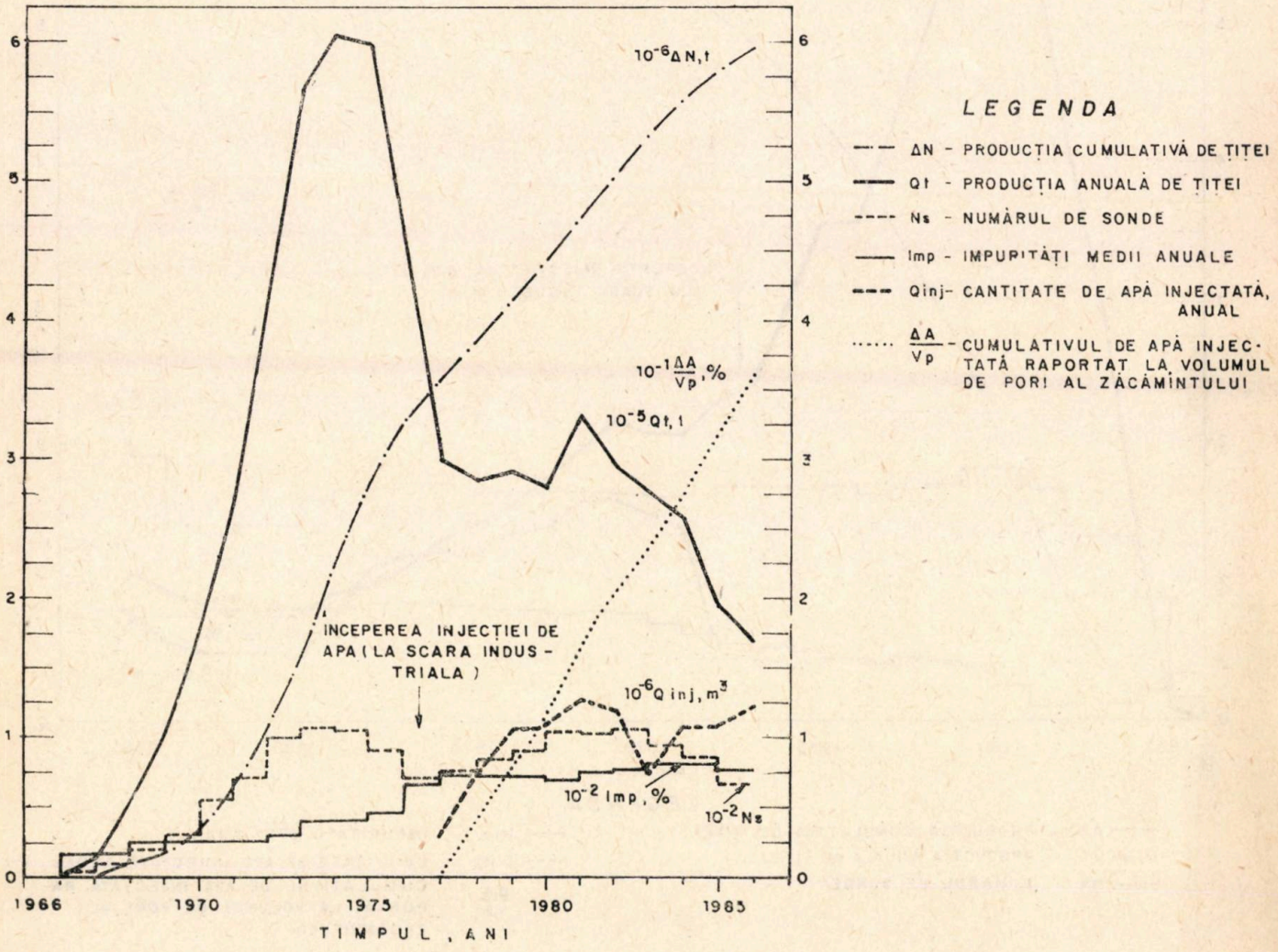


Fig. 6. Zăcăminte foarte complicate: curbe caracteristice de comportare.

de înmagazinare și curgere foarte bune (tabelul 1);

— țițeiul, parafinos, are proprietăți relativ favorabile pentru dezlocuirea cu apă;

— după distribuția fluidelor unele complexe conțin zăcăminte de gaze libere, iar altele conțin zăcăminte de țiței și gaze sau numai de țiței, în total fiind puse în evidență 18 zăcăminte de țiței în capcane de tip combinat (structural-stratigrafic);

— mecanismul natural de dezlocuire este reprezentat prin destinderea gazelor în soluție și avansarea parțială a apei;

— în decursul exploatării a fost pusă în evidență o intercomunicare foarte complicată între diferitele complexe și blocuri tectonice care, de fapt, au condus la delimitarea actuală a zăcămintelor și au apărut viituri de nisip.

Zăcămintele au fost puse în producție în anul 1966. În anul 1976 a început injecția de apă pe scară industrială.

Deși au fost forate 226 sonde, gabaritul de exploatare a fost alcătuit, în anumite etape (fig. 6), din maximum 100 sonde, datorită faptului că 140 sonde au ieșit, în timp, din producție din cauza viiturilor de nisip și turtirii coloanelor.

Acest fenomen negativ este de altfel și cauza declinului accentuat al producției din ultimul timp.

Procesul de injecție a condus la reducerea declinului, iar săparea sondelor de înlocuire și îndesire la o creștere a producției.

Pe baza unui recent program de continuare a exploatării a fost îndesit gabaritul de exploatare cu încă 32 sonde, pentru a se asigura obținerea unei creșteri a eficienței recuperării cu 9—17% față de exploatarea în primar. De asemenea, în scopul testării posibilităților de creștere a acestor eficiențe s-a recomandat un experiment de injecție cu substanțe micelare, prin două panouri.

5. *Zăcăminte formate în colectoare granulare cu conținut ridicat în pelite*

Modelul de zăcământ stabilit pentru acest exemplu este următorul [43; 44]:

— roca-rezervor este constituită din nisipuri marnoase, uneori slab calcaroase, grupate în 4 pachete separate prin intercalații continue de marne și marne nisipoase; se caracterizează

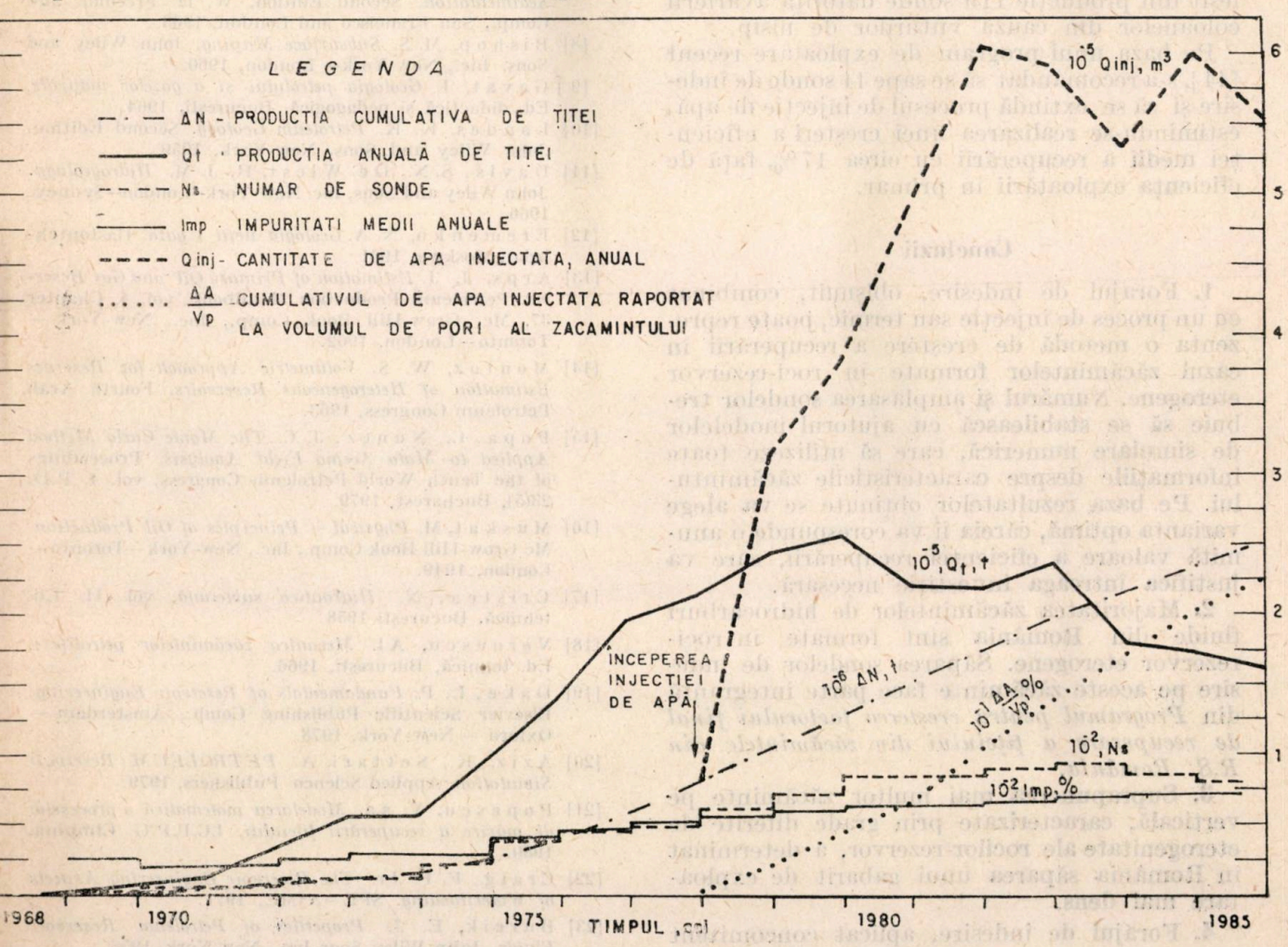


Fig. 7. Zăcăminte în colectoare pelitice : curbe caracteristice de comportare.

prin capacităţi de înmagazinare şi curgere foarte bune (tab. 1), însă cu un grad pronunţat de eterogenitate;

— ţiţeiul, de tip semiparafinos şi uleios, prezintă proprietăţi favorabile pentru dezlocuirea cu apă;

— capcanele, de tip structural, stratigrafic sau combinat, conţin 29 zăcăminte cu un pronunţat grad de tectonizare;

— mecanismul natural de dezlocuire este reprezentat prin expansiunea gazelor din soluţie şi avansarea parţială a apei în unele zăcăminte;

— istoricul exploatării a pus în evidenţă apariţia viiturilor de nisip, care a determinat, în multe cazuri, deteriorarea cimentărilor primare şi avarierea coloanelor.

Exploatarea zăcămintelor a început în anul 1966 (fig. 7). În anul 1977 s-a iniţiat procesul industrial de injecţie de apă [43]. Gabaritul de exploatare nu a depăşit 100 sonde, deşi numărul sondelor săpate cu producţia cumulativă industrială a fost de 200, însă în timp au ieşit din producţie 119 sonde datorită avarierii coloanelor din cauza viiturilor de nisip.

Pe baza unui program de exploatare recent [44], s-a recomandat să se sape 44 sonde de îndesire şi să se extindă procesul de injecţie de apă, estimîndu-se realizarea unei creşteri a eficienţei medii a recuperării cu circa 17%, faţă de eficienţa exploatării în primar.

Concluzii

1. Forajul de îndesire, obişnuit, combinat cu un proces de injecţie sau termic, poate reprezenta o metodă de creştere a recuperării în cazul zăcămintelor formate în roci-rezervor eterogene. Numărul şi amplasarea sondelor trebuie să se stabilească cu ajutorul modelelor de simulare numerică, care să utilizeze toate informaţiile despre caracteristicile zăcămîntului. Pe baza rezultatelor obţinute se va alege varianta optimă, căreia îi va corespunde o anumită valoare a eficienţei recuperării, care va justifica întreaga investiţie necesară.

2. Majoritatea zăcămintelor de hidrocarburi fluide din România sînt formate în roci-rezervor eterogene. Săparea sondelor de îndesire pe aceste zăcăminte face parte integrantă din *Programul pentru creşterea factorului final de recuperare a ţiţeiului din zăcămintele din R.S. România.*

3. Suprapunerea mai multor zăcăminte pe verticală, caracterizate prin grade diferite de eterogenitate ale rocilor-rezervor, a determinat în România săparea unui gabarit de exploatare mai dens.

4. Forajul de îndesire, aplicat concomitent cu procese de mărire a recuperării, a condus, în condiţiile zăcămintelor din România, la rezultate favorabile.

5. Forajul de îndesire la zăcămintele vechi, fără aplicarea concomitentă a unui proces de mărire a recuperării, nu poate conduce, în general, la creşterea eficienţei recuperării.

6. Forajul sondelor de înlocuire nu este considerat o metodă de creştere a eficienţei recuperării, săparea acestora fiind determinată de motive tehnice.

Bibliografie

[1] Van Everdingen, A. F., Kriss, M. S. *A Proposal to Improve Recovery Efficiency.* J. P. T., **32**, July, 1980.

[2] Holm, L. W., *Infill Drilling vs. Tertiary Oil Recovery vs. More Imports.* J. P. T., **32**, July, 1980.

[3] Cristea, N. ş.a. *Perfecţionarea tehnicii de programare a zăcămintelor de ţiţei.* I.C.P.P.G. Cîmpina, 1974.

[4] Levorsen, A. I. *Geology of Petroleum.* W. H. Freeman and Comp., San Francisco, 1958.

[5] * * * *Society Adopts Proved Reserves Definitions* (Glossary of Terms). J.P.T., Nov. 1981.

[6] Pettijohn, F. J. *Sedimentary Rocks.* Second Edition. Harper and Brothers, New-York, 1957.

[7] Krumbein, W. C., Sloss, L. L. *Stratigraphy and Sedimentation.* Second Edition, W. H. Freeman and Comp., San Francisco and London, 1963.

[8] Bishop, M. S. *Subsurface Maping,* John Wiley and Sons, Inc., New-York— London, 1960.

[9] Gavat, I. *Geologia petrolului şi a gazelor naturale.* Ed. didactică şi pedagogică, Bucureşti, 1964.

[10] Landes, K. K. *Petroleum Geology.* Second Edition, John Wiley and Sons, New-York, 1959.

[11] Davis, S.N., De Wiest, R. J. M. *Hidrogeology.* John Wiley and Sons, Inc. New-York—London—Sydney, 1966.

[12] Eremenko, N. A. *Geologia nefti i gaza.* Gastoptehizdat, Moskwa, 1961.

[13] Arps, J. J. *Estimation of Primary Oil and Gas Reserves.* Petroleum Production Handbook, vol. 4, Chapter 37, Mc. Graw-Hill Book Comp., Inc., New-York — Toronto—London, 1962.

[14] Montaz, W. S. *Volumetric Approach for Reserves Estimation of Heterogeneous Reservoirs.* Fourth Arab Petroleum Congress, 1963.

[15] Popa, C., Nunez, J. C. *The Monte Carlo Method Applied to Mato Acemo Field Analysis.* Proceedings of the Tenth World Petroleum Congress, vol. 4, P.D. 23(5), Bucharest, 1979.

[16] Muskat, M. *Physical — Principles of Oil Production.* Mc Grow-Hill Book Comp., Inc., New-York—Toronto—London, 1949.

[17] Cristea, N. *Hidraulica subterană,* vol. II. Ed. tehnică, Bucureşti 1958.

[18] Vernescu, Al. *Mecanica zăcămintelor petrolifere.* Ed. tehnică, Bucureşti, 1966.

[19] Dake, L. P. *Fundamentals of Reservoir Engineering.* Elsevier Scientific Publishing Comp., Amsterdam — Oxford — New-York, 1978.

[20] Aziz, K., Settari, A. *PETROLEUM Reservoir Simulation.* Applied Scienco Publishers, 1979.

[21] Popescu, V. ş.a. *Modelarea matematică a proceselor de mărire a recuperării ţiţeiului.* I.C.P.P.G. Cîmpina, 1980.

[22] Craig, F. F. Jr. *The Reservoir Engineering Aspects of Waterflooding.* SPE—AIME, 1971.

[23] Burcik, E. J. *Properties of Petroleum Reservoir Fluids.* John Wiley Sons Inc., New-York, 1956.

[24] Craft, B. C., Hawkins, M. F. *Applied Petroleum Reservoir Engineering.* Constable and Comp. Ltd., London, 1959.

[25] Cârcoană, A., Aldea, Gh. *Mărirea factorului final de recuperare la zăcămintele de hidrocarburi.* Ed. tehnică, București, 1976.
[26] Craze, R. C., Glanville, J. W. *Well Spacing.* Humble Oil and Refining Comp., 1955.
[27] Crețu, I., Beca, C., Babskow, A., Manolescu, Gh., Soare, E.O. *Ingineria zăcămintelor de hidrocarburi*, vol. I. Ed. tehnică, București, 1981.
[28] Soare, Al., Pârcălăbescu, I., Popa, C. Gh. *Ingineria zăcămintelor de hidrocarburi*, vol. 2, Ed. tehnică, București, 1981.
[29] Hutchinson, Jr. C.A., Dodge, C.F., Polasek, T. L. *Identification, Classification and Prediction of Reservoir Nonuniformities Affecting Production Operations.* J.P.T., March, 1961.
[30] Montadert, L. *La Sedimentologie et l'Etude Detaillée des Heterogeneites d'un Reservoir. Application au Gisement d'Hassi Messaoud.* Revue, I. F.P., Dec., 1963.
[31] Groult, J., Reiss, L. H., Montadert, L. *Reservoir Inhomogeneities Deduced From Outcrop Observations and Production Logging.* J.P.T., July, 1966.
[32] Arnold, M. D., Gonzalez, H. J., Crawford, P. B. *Estimation of Reservoir Anisotropy from Production Data*, J.P.T., August, 1962.
[33] Greenkorn, R. A., Johnson, C. R., Shallenberger, L. K. *Directional Permeability of Heterogeneous Anisotropie Porous Media*, S.P.E.J., June, 1964.
[34] Testerman, J. D. *A Statistical Reservoir Zonation Technique.* J.P.T., August, 1962.
[35] Mattews, C. S., Russell, D. G. *Pressure Buildup and Flow Tests in Wells*, SPE, AIME, 1967.
[36] Elkins, L. F., Skov, A. M. *Determination of Fracture Orientation from Pressure Interference.* Trans., AIME, 1960.
[37] Aldea, Gh. ș.a. *Program pentru creșterea factorului final de recuperare a țițeiului din zăcămintele din R.S.R.* Arhiva I.C.P.P.G. Cîmpina, 1974—1985.
[38] Mocuța, St. T. *Exploatarea cu injecție de gaze și apă a unor zăcăminte cu grosime mare, slab fisurate.* Petrol și Gaze, nr. 2, 1974.
[39] Costaru, T., Pelceac, R. *Cercetări privind dezvoltarea, îmbunătățirea și urmărirea exploatării zăcămintelor de țiței pentru creșterea factorului de recuperare prin metode convenționale.* Studiu de exploatare, evaluare si fundamentare a investițiilor pentru un zăcămînt format în roci colectoare granulare masive, microfisurate. I.C.P.P.G. Cîmpina, 1987.
[40] Machedon, V., Panaitescu, A., Matei, V. *Cercetări privind dezvoltarea, îmbunătățirea și urmărirea exploatării zăcămintelor de țiței pentru creșterea factorului de recuperare prin metode convenționale.* Studiu de exploatare, evaluare și fundamentare a investițiilor pentru un zăcămînt format în colectoare stratificate. I.C.P.P.G. Cîmpina, 1987.
[41] Machedon, V., Matei, V. *Urmărirea și îmbunătățirea exploatării cu injecție de apă și a experimentului de combustie subterană la un zăcămînt format în colectoare granulare neconsolidate, stratificate.* I.C.P.P.G. Cîmpina, 1986.
[42] Grecu, D. ș.a. *Cercetări privind dezvoltarea, îmbunătățirea și urmărirea exploatării zăcămintelor de țiței pentru creșterea factorului de recuperare prin metode convenționale.* Studiul de exploatare, evaluare și fundamentare a investițiilor pentru zăcăminte formate în colectoare granulare foarte complicate. I.C.P.P.G. Cîmpina, 1987.
[43] Alexandrescu, P., Cristea, L. *Creșterea factorului de recuperare la zăcămintele de țiței.* Studiu de exploatare, evaluare și fundamentare a investițiilor pentru zăcăminte formate în colectoare granulare cu conținut ridicat în pelite. I.C.P.P.G. Cîmpina, 1983.
[44] Zamfir, M., Purdel, V. *Elaborarea și dezvoltarea de metode de recuperare a țițeiului din zăcăminte prin injecție de apă cu polimeri, soluții micelare, tensioactive, alcaline, bacterii, CO_2. Urmărirea și evaluarea experimentului de injecție de apă cu polimeri la zăcămintele formate în colectoare granulare cu conținut ridicat în pelite.* I.C.P.P.G. Cîmpina, 1985.

Asupra transmisiei căldurii rezultate din exotermia cimentului la sondele cu diametre mari

Asist. ing. **L. Avram**
Institutul de Petrol și Gaze Ploiești

I. Generalități. Descrierea dispozitivului care simulează procesul

Este cunoscut că la sondele cu diametre mari, datorită volumelor considerabile de pastă de ciment, cimentarea se face în tranșe.

Cantitatea totală de căldură degajată din exotermia cimentării, pentru o tranșă oarecare i, se transmite următoarelor elemente (fig. 1):

— radial — burlanelor, apoi fluidului de foraj din interiorul acestora;

— radial — stratului;

— vertical în sus — fluidului de foraj;

— vertical în jos — cimentului întărit.

În prealabil s-a determinat variația de temperatură ΔT provenită din exotermia a 10 kg ciment S_1, utilizîndu-se o bucată de burlan cu lungimea $l = 600$ mm și diametrul interior $d_i = 120$ mm ($V_{pc} = 6{,}7$ l; $\gamma_{pc} = 2$ daN/dm^3). Pentru a simula un sistem adiabatic, burlanul a fost învelit cu un strat gros de vată sticlată.

Variația de temperatură a fost înregistrată cu ajutorul unui logometru înregistrator al catedrei de Automatizări din I.P.G. Ploiești. Schema de principiu este redată în figura 2.

În figura 3 se redă variația în timp a temperaturii degajate, ca urmare a exotermiei cimentului.

Cu ajutorul unui logometru înregistrator (de data aceasta cu posibilitatea înregistrării variației de temperatură în trei puncte) s-au trasat graficele din figurile 4 și 5. În figura 4 este redată

variația de temperatură rezultată din exotermia unui litru de pastă de ciment S_1 (masa m = = 1,8 kg); aceasta a fost introdusă într-un termos, care a fost apoi învelit cu mai multe straturi de vată. În vederea calculării căldurii degajate de cimentul S_1 s-au introdus 0,7 l pastă de ci-

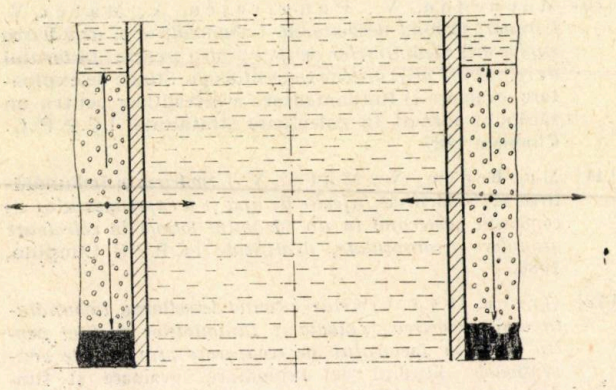


Fig. 1

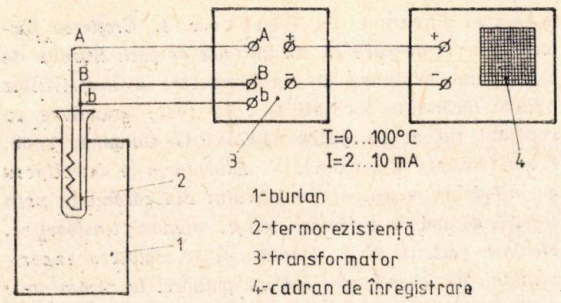


Fig. 2

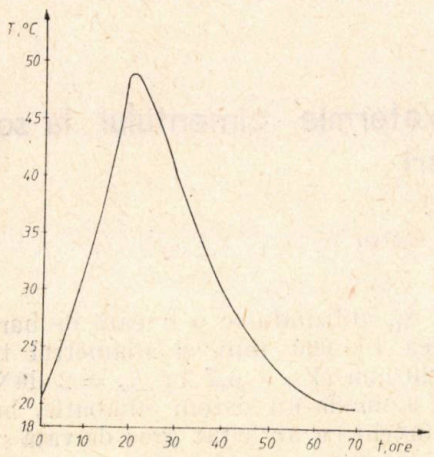


Fig. 3

ment (masa m = 1,26 kg) într-un vas de aluminiu, plasat, la rîndul lui, într-un alt vas în care se găsea 1 l apă. Variația în timp a temperaturii cimentului și apei sînt redate în figura 5.

În cele ce urmează se va simula procesul complex de transmitere a căldurii elementelor amintite, folosind dispozitivul din figura 6 *a* (există posibilitatea modificării diametrelor cilindrilor *1* și *2*; altfel spus, se dispune de o gamă largă de cilindri confecționați din tablă cu grosimea de perete t = 1 mm, respectiv un cilindru exterior *3* fig. 7), cu diametrul exterior D_3 = 502 mm și diametrul interior d_3 = = 500 mm).

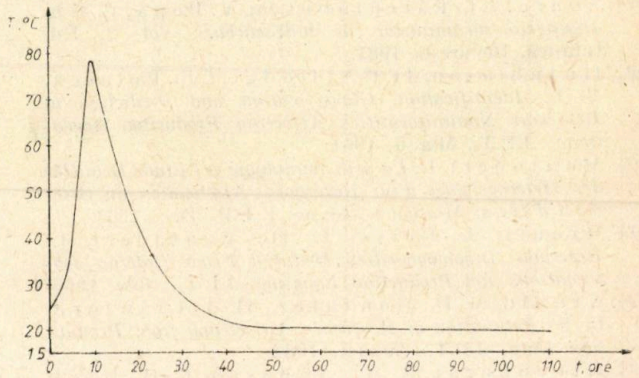


Fig. 4

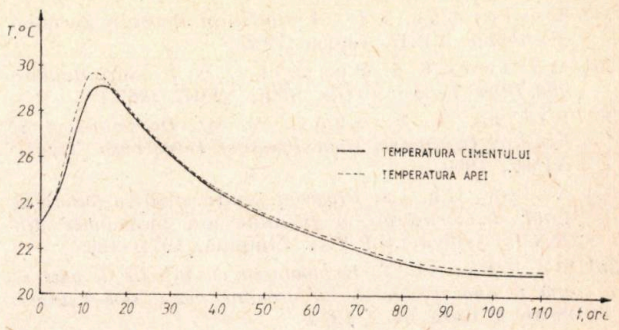


Fig. 5

Cîteva detalii constructive sînt prezentate în figura 6.

Între cilindrii *1* și *2* s-a introdus pastă de ciment (volumul V_{pc} = 90 l), în interiorul cilindrului *1* apă, iar între cilindrii *1* și *3* nisip fin (fig. 7).

Termorezistențele au fost plasate în locașurile corespunzătoare (fig. 6 *a*, *e*), conform figurii 7, în punctele *1* . . .*5*, la o distanță de 330 mm față de partea superioară a cilindrilor.

Înregistrarea temperaturii s-a făcut cu ajutorul unui termometru electronic (fig. 8 . . .13), de concepție proprie.

II. Descrierea termometrului electronic

Aparatul permite măsurarea temperaturii în cinci puncte, în domeniul 0—100°C.

Părțile principale din care se compune aparatul sînt: circuitul de măsură (fig. 8), blocul de conversie analog-digital (fig. 9 și 10) și sursa de alimentare (fig. 11, 12, 13).

Circuitul de măsură (fig. 8). Variațiile temperaturii în cele cinci puncte la care ne-am oprit (axa găurii de sondă, peretele interior al

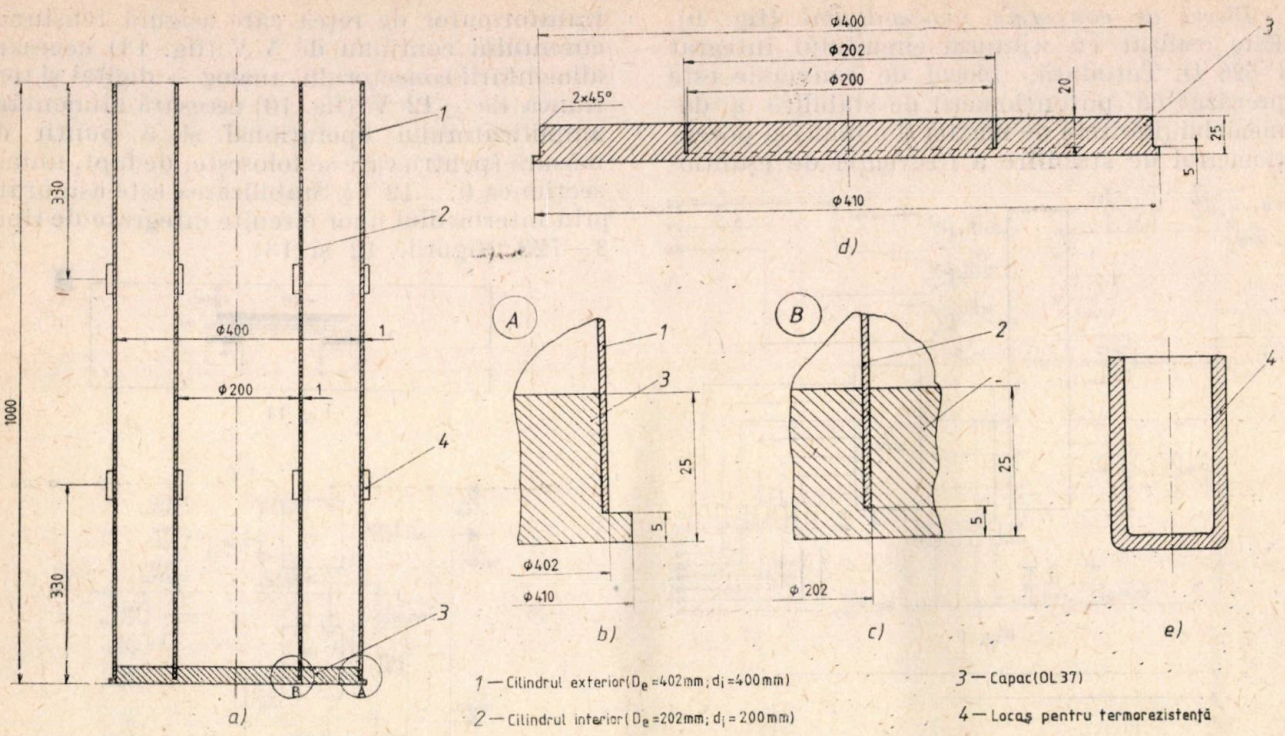


Fig. 6

cilindrului care simulează coloana, peretele exterior al cilindrului *2*, peretele interior și cel exterior al cilindrului *3* (fig. 7) sînt sesizate de termorezistențele de platină P_t 46 : creșterea temperaturii presupune o creștere a rezistenței (valoarea rezistenței de 46 Ω corespunde la 0°C, iar 64 Ω la 100°C).

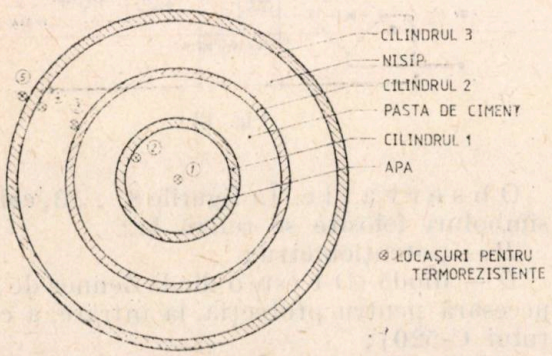


Fig. 7

Traductorul se află montat în brațul unei punți echilibrate (echilibrarea se face cu ajutorul potențiometrului PE ; acesta se reglează în așa fel, încît la ieșirea din punte să avem 0 V la 0°C, cînd termorezistența are 46Ω). Variația temperaturii determină o dezechilibrare a punții care se transpune într-un semnal de tensiune în punctele *M* și *N*, semnal care este aplicat la intrarea unui amplificator operațional de tip βA-741, care are rolul de a asigura un semnal compatibil cu intrarea în convertorul analog-digital (semnal de curent continuu mai mare de 1 V). Domeniul semnalului de intrare al convertorului este cuprins între 1 și 999 mV. Semnalul de ieșire din punte la dezechilibrul maxim (corespunzător limitei superioare a temperaturii de 100°C) este de circa 0,45 V. Altfel spus, amplificarea este în jurul valorii 2.

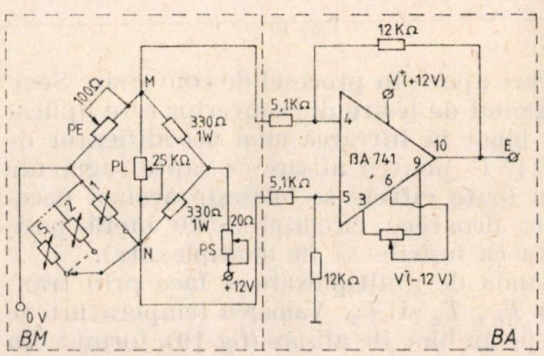


Fig. 8

Valorile rezistențelor de 330 Ω (fig. 8) au fost stabilite în așa fel, încît să asigure o liniarizare bună a semnalului și o sensibilitate corespunzătoare a punții. O corecție suplimentară a semnalului de ieșire se face prin potențiometrul de liniarizare *PL*, montat în diagonala de ieșire a punții.

Amplificatorul de semnal este cu intrare diferențială. Prin potențiometrul *PO* s-a reglat la minim Offset-ul amplificatorului (Offset = semnal de ieșire din amplificator, cînd intrarea este în scurtcircuit).

Blocul de conversie analog-digital (fig. 9). Este realizat cu ajutorul circuitului integrat C-520 D. Totodată, blocul de conversie este prevăzut cu potențiometri de stabilire a domeniului (limitele de maxim și minim) și potențiometrul de stabilire a frecvenței de eșantio-

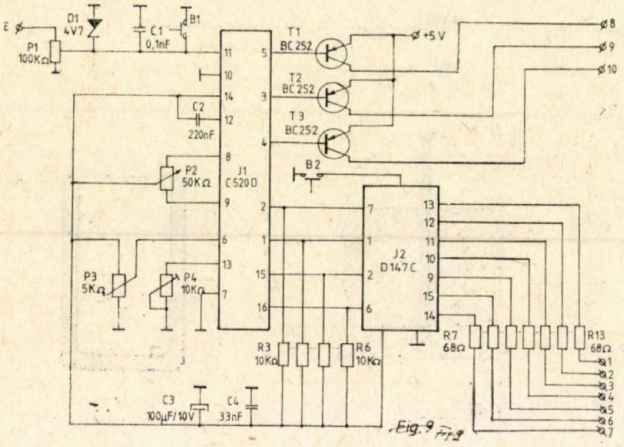


Fig. 9

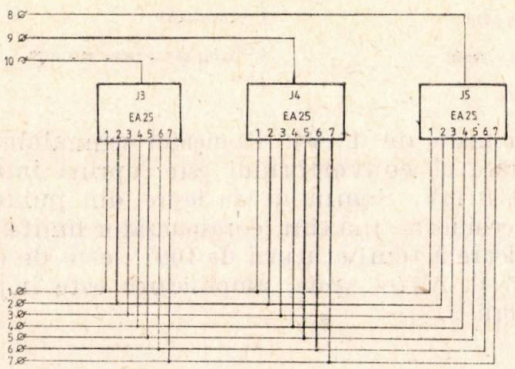


Fig. 10

nare, care apare în procesul de conversie. Semnalul digital de ieșire din convertor este aplicat în cod binar la intrarea unui decodificator de tip D-147 C pentru afișare cu șapte segmente (pentru toate cifrele se folosește același decodificator deoarece circuitul C-520 oferă posibilitatea ca ieșirile să fie multiplexate).

Comanda de multiplexare se face prin tranzistorii T_1 , T_2 și T_3. Valoarea temperaturii se citește pe un bloc de afișare (fig. 10), format din circuitele J_3, J_4 și J_5, de tipul EA 25 (temperatura poate fi citită la o zecime de grad, fiind cablată o virgulă după a doua cifră). Termometrul oferă așadar o mare sensibilitate la variația temperaturii, ultima cifră neputîndu-se fixa dacă există o variație continuă a temperaturii punctului măsurat. Rezistențele R 7 . . . R 13 au fost conectate pentru protejarea decodificatorului la consumul cerut pentru iluminarea diodelor LED din interiorul afișoarelor.

Sursa de alimentare (fig. 11; 12; 13). Tensiunile de alimentare pentru blocurile menționate sînt asigurate prin intermediul unui transformator de rețea care asigură tensiunea curentului continuu de 5 V (fig. 13) necesară alimentării conectorului analog — digital și tensiunea de ±12 V (fig. 10) necesară alimentării amplificatorului operațional și a punții de măsură (pentru care se folosește, de fapt, numai secțiunea 0 . . .12 V). Stabilizarea este asigurată prin intermediul unor circuite integrate de tipul β—723 (figurile 12 și 13).

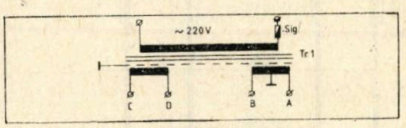


Fig. 11

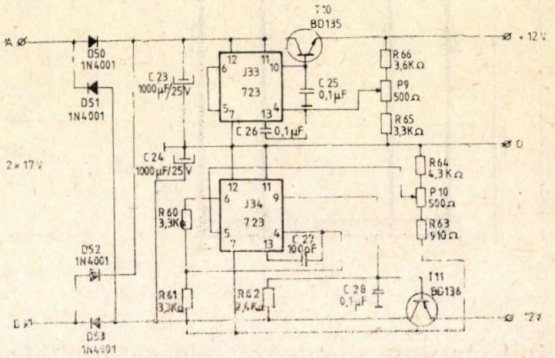


Fig. 12

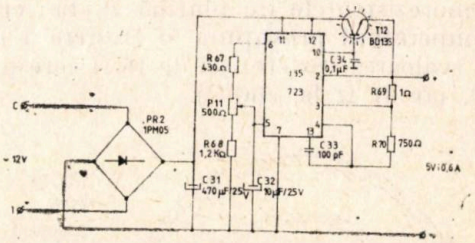


Fig. 13

O b s e r v a ț i e. În figurile 8 . . 13, celelalte simboluri folosite se referă la:

P — potențiometru;

D — diodă (D 1 este o diodă Zenner de 4,7V, necesară pentru protecția, la intrare, a circuitului C-520);

C — condensator;

B — buton de testare a punctului de zero;

R — rezistență;

S — siguranță;

Tr — transformator de la rețea.

III. Determinarea unor proprietăți ale pastei și pietrei de ciment

Principalele proprietăți ale pastei de ciment (determinate la laboratorul de Fluide de foraj din I.P.G. Ploiești):

— greutatea specifică, $\gamma_{pc} = 1{,}8$ daN/dm³;

— viscozitatea plastică, $\eta_{pc} = 42$ CP;

— tensiunea dinamică de forfecare $\tau_0 = 162{,}8$ mgf/cm² = 16,28 N/m² (se acceptă $g = 10$ m/s², 1 kgf = 1 daN);
— împrăștierea, 240 mm;
— timpul de început de priză, $t_{ip} = 130$ min;
— timpul de sfîrșit de priză, $t_{sp} = 150$ min;
— separarea, 15 cm³.

Tot la laboratorul amintit s-au determinat și rezistențele la încovoiere și rezistențele la compresiune ale pietrei de ciment, pentru trei probe (tab. 1).

Tabelul 1

Numărul probei	Rezistența la încovoiere, σ_i, daN/cm²	Rezistența la compresiune, σ_c, daN/cm²
1	49,14	109,05
2	44,46	125
3	52,65	149,06

Determinarea permeabilității k a pietrei de ciment s-a făcut cu permeametrul laboratorului Fizico-chimia zăcămintelor din I.P.G. Ploiești, folosind ca agent de lucru aerul. S-au utilizat trei probe cu dimensiunile:

$l_1 = 26$ mm; $d_1 = 19$ mm;
$l_2 = 26$ mm; $d_2 = 20{,}5$ mm;
$l_3 = 28$ mm; $d_3 = 20$ mm.

Pe baza relației lui Darcy:

$$k = \frac{Q\mu l}{A\Delta p}, \qquad (1)$$

în care:

k reprezintă permeabilitatea;
Q — debitul de aer;
μ — viscozitatea dinamică a aerului ($\mu = 1{,}808 \cdot 10^{-5}$ N·s/m²);
l — lungimea probei;
A — aria secțiunii transversale a probei;
Δp — căderea de presiune.

Permeabilitățile pentru cele trei probe, avîndu-se în vedere diverse valori pentru căderea de presiune Δp și debitul de aer Q, sînt date în tabelele 2; 3 și 4.

Tabelul 2

Proba A

Δp, cm col.Hg	Q, l/min	k, mD
3,8	0,017	92,6
5,1	0,022	89,3
5,7	0,029	105,3
9,6	0,045	97,03
11,5	0,053	95,4

Tabelul 3

Proba B

Δp, cm col.Hg	Q, l/min	k, mD
9,3	0,017	32,5
12,7	0,028	39,2
15,8	0,035	39,23
11,3	0,022	34,65

Tabelul 4

Proba C

Δp, cm col.Hg	Q, l/min	k, mD
3,9	0,025	128,8
5,7	0,04	141,05
7,7	0,06	156,6
12	0,093	155,7
9	0,068	151,86

Tabelul 5

Intervalul de timp după care s-a urmărit temperatura	T_1, °C	T_2, °C	T_3, °C	T_4, °C,	T_5, °C	T_{camera}, °C
0	16	16	20	19	17	17
1	18	18	20,5	20	17,5	17
2	19,5	19,5	21	20	17	17
5	22	23	24	22	18	17
7	28	28	28	25	20	17
8	28	30	30	26	20	17
9	28,5	31	30	26	20	17
11	32	34	32	27,5	21	16
21	52	56	50,5	39,5	28	17
22	53	56	50,5	39,5	28	17
24	53,5	56	50,5	40	28	18
25	52,5	55	49,5	40	28	18
26	51,5	54	49,5	39,5	29	18
31	49,5	50	46	38	27	18
32	48	49,5	44,5	37	27	17,5
45	38	39,5	36	32	25	17
46	38	39	35	32	25	18
47	37,5	38	34,5	31,5	25	19
48	38	37,5	34	31	24	18
49	36	36	33	31	25	19
51	35,5	36	33	30	25	19
52	34,5	35,5	32,5	30	24	19
53	34,5	35	32	29,5	24	19
55	33,5	33,5	31,5	29	25	20
69	27	28	26	25	21	17
70	27	27	26	25	22	18
72	26	27	25	25	22	18
74	26	26	24,5	24	22	18
76	25,8	26	24	24	21	18
79	24,5	25	23,5	24	21	18
80	24,5	24,5	23,5	23,5	21	18
94	21,5	22	21	22	19,5	17
96	21	22	21	22	19	17,5
98	20	21,5	20	21,5	19	17,5
119	19	19,5	19	20	18	18
143	18	18	18	20	18	17
144	18	18	18	20	18	17

Permeabilităţile medii pentru fiecare din cele trei probe sînt: $k_{m_1} = 95{,}92$ mD; $k_{m_2} = 36{,}39$ mD; $k_{m_3} = 151{,}3$ mD.

IV. Rezultatele măsurătorilor

Pentru dimensiunile cilindrilor $D_1 = 202$ mm, $d_1 = 200$ mm; $D_2 = 402$ mm, $d_2 = 400$ mm; $D_3 = 502$ mm, $d_3 = 500$ mm, cîteva valori ale temperaturii, la anumite intervale de timp, precum şi variaţia în timp a temperaturii în cele cinci puncte (axul cilindrului *1*, peretele interior al acestuia, peretele exterior al cilindrului *2*, peretele interior, respectiv cel exterior ale cilindrului *3* — fig. 7), se redau în tabelul 5 şi figura 14.

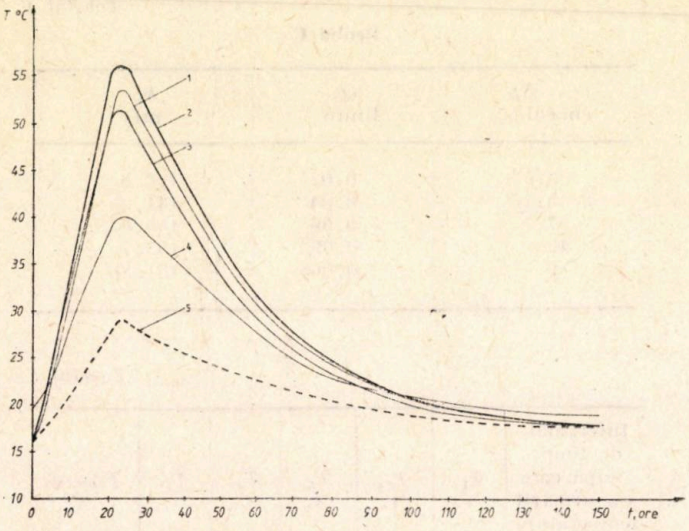


Fig. 14.

Se observă că maximul de temperatură a fost atins după circa 20 ore.

Concluzii

1. Măsurătorile efectuate urmăresc posibilitatea determinării cantităţilor de căldură transmise către cele patru elemente (fig. 1), coloanei de burlane, respectiv fluidului din interiorul acesteia; stratului; inelului de ciment întărit; fluidului de foraj de deasupra tranşeei care se cimentează.

2. Relaţiile de calcul din lucrarea [1], în care variaţiile de temperatură se vor determina cu ajutorul termometrului electronic, pot da, într-o primă instanţă, informaţii privind transmiterea căldurii degajate din exotermia cimentului către elementele radiale sursei (sistemul burlan-fluid şi strat). Cercetările ulterioare urmăresc determinarea, cu ajutorul calculatorului, a fluxului de căldură transmis de-a lungul coloanei, respectiv nestaţionar, stratelor adiacente tranşeei. Măsurătorile efectuate vor da posibilitatea găsirii limitelor de integrare.

Bibliografie

[1] Avram, L. *Exotermia cimentării coloanelor cu diametre mari*. Mine, Petrol şi Gaze, nr. 5, 1986.

Stabilizarea ţiţeiului prin destindere în vacuum, încălzire şi stripare cu gaze (I)

Ing. **N. Dorobanţu**
Institutul de cercetări şi proiectări pentru petrol şi gaze Cîmpina

Scopul articolului de faţă constă în descrierea modului cum au loc pierderile de hidrocarburi volatile în atmosferă în actualul sistem de transfer-depozitare a ţiţeiului, de la punctele de colectare ale acestuia pînă la instalaţiile de prelucrare şi măsurile ce se impun a fi luate pentru a preveni aceste pierderi.

I. Pierderile de produse petroliere

Sistemul deschis de colectare, separare, măsurare, tratare, depozitare şi transport al ţiţeiului în România este redat schematic în figura 1.

De la sonde pînă la rafinărie, ţiţeiul este supus diverselor manipulări şi tratamente, care sînt însoţite de unele pierderi.

Din punctul de vedere al mecanismului care le generează, pierderile depind de proprietăţile fizico-chimice ale produselor şi de parametrii de stare ai acestora.

După mecanismul de generare, pierderile se clasifică după cum urmează.

1. Pierderi datorite destinderii ţiţeiului de la presiunea ultimei trepte de separare a parcului de separatoare la presiunea atmosferică de la gura de vizitare a rezervoarelor. Preponderente în această categorie de pierderi sînt metanul şi etanul, adică C_1 şi respectiv C_2.

2. Pierderi prin evaporarea hidrocarburilor mai grele decît C_2, adică C_{3+} (propan, butan etc.) datorite încălzirii ţiţeiului.

O dată cu degajarea hidrocarburilor volatile $C_1 + C_2 + C_{3+}$ sînt antrenate şi particule fine de ţiţei, care imprimă hidrocarburilor respective o culoare închisă, făcîndu-le vizibile cu ochiul liber deasupra gurii de vizitare a rezervoarelor din parcuri şi din staţiile de tratare-depozitare.

3. Pierderi prin neetanşeităţi.

4. Pierderi prin antrenarea ţiţeiului în apa sau nisipul evacuat din sistemul de colectare, separare, depozitare.

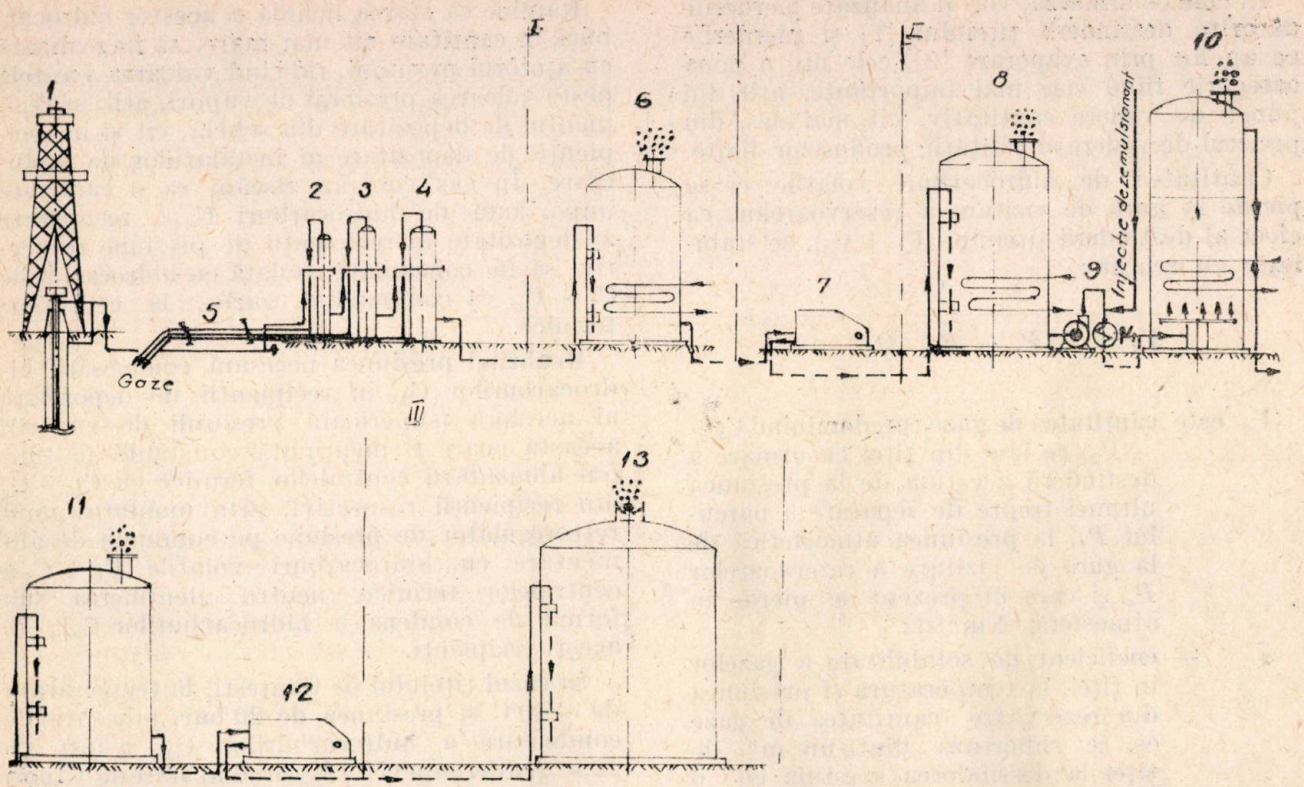


Fig. 1. Sistemul clasic deschis de colectare-separare-măsurare-tratare și transport al țițeiului :
I — zona pierderilor de hidrocarburi volatile la parc ; II — zona pierderilor de hidrocarburi volatile la stația de tratare-depozitare ; III — zona pierderilor de hidrocarburi volatile la depozitul rafinăriei ;
1 — sondă de exploatare ; *2* — separator de înaltă presiune ; *3* — separator de medie presiune ; *4* — separator de joasă presiune ; *5* — claviatură de măsură și reglare gaze ; *6* — rezervor de depozitare țiței la parc ; *7* — pompă de evacuare țiței din parc ; *8* — rezervor de țiței murdar la stația de tratare-depozitare ; *9* — pompă circulație țiței ; *10* — rezervor spălător ; *11* — rezervor de țiței curat ; *12* — pompă de evacuare țiței la rafinărie ; *13* — rezervor de depozitare țiței la rafinărie ; *14* — schimbător de căldură.

5. Pierderi prin operațiile de manipulare a produselor petroliere.

De multe ori, în literatura tehnică de specialitate, pierderile de la punctele 1 și 2 sînt înglobate la un loc sau, mai exact, cele din prima categorie nu sînt luate în considerație.

Deși între aceste două categorii de pierderi nu este o trecere bruscă, ele găsindu-se unele într-altele într-un procent redus, această clasificare se impune a fi făcută, pentru următoarele considerente.

● Presiunile și temperaturile la care condensează cele două categorii de hidrocarburi sînt foarte diferite ca valoare.

● Sistemul de protecție contra pierderii lor în atmosferă diferă de la o categorie la alta ; pentru cele din prima categorie trebuie evitată destinderea în atmosferă a țițeiului, pe cînd în cazul hidrocarburilor C_{3+} trebuie evitată încălzirea țițeiului peste anumite limite, în special la țițeiurile cele mai ușoare (cu conținut mare în benzine).

● Starea fizică predominantă în care are loc transportul spre consum ($C_1 + C_2$) și respectiv prelucrare (C_{3+}) este diferită (după crearea condițiilor de temperatură scăzută și presiune mărită, corespunzătoare menținerii în stare lichidă a hidrocarburilor C_{3+}).

● Importanța economică a hidrocarburilor respective diferă de la o categorie la alta, măsurile de protecție contra pierderii hidrocarburilor C_{3+} trebuind să fie mai accentuate, acestea fiind mult mai valoroase decît cele din prima categorie ($C_1 + C_2$).

● Dacă pierderile datorite destinderii țițeiului [1] au loc în procent de aproape 100% în parcurile de separatoare, pierderile de C_3 [2] au loc și la stațiile de tratare-depozitare, ca efect al încălzirii țițeiului la o temperatură superioară celei de la parcurile de separatoare, în scopul spargerii emulsiilor și datorită timpului mare de depozitare.

● Drumul parcurs de hidrocarburile $C_1 + C_2$, recuperate prin destinderea țițeiului, sfîrșește în schelă, acestea fiind utilizate ca gaze sărace (drept combustibil gazos) la centralele termice (cînd în zonă nu există o instalație de deetanizare), pe cînd traseul hidrocarburilor C_{3+}, recuperate în faza inițială sub formă de vapori — ca efect al încălzirii țițeiului — continuă în stare lichidă și sub formă de vapori, pînă la rafinărie.

În cele ce urmează, vor fi analizate pierderile datorite destinderii țițeiului [1] și pierderile ce au loc prin evaporare [2], cele din a doua categorie fiind cele mai importante, atît din punct de vedere cantitativ, cît, mai ales, din punctul de vedere al calității produselor finite.

Cantitatea de hidrocarburi volatile ce se pierde la gura de vizitare a rezervoarelor, ca efect al destinderii țițeiului ($C_1 + C_2$), se stabilește cu relația :

$$V_a = \frac{\alpha}{\gamma}(P_n - P_a) \cdot Q_t,$$

V_a este cantitatea de gaze (predominînd $C_1 + C_2$) ce iese din țiței ca urmare a destinderii acestuia de la presiunea ultimei trepte de separare a parcului P_n, la presiunea atmosferică de la gura de vizitare a rezervoarelor P_a și care în prezent se pierde în atmosferă, Nm^3/zi ;

α — coeficient de solubilitate a gazelor în țiței, la temperatura și presiunea din rezervoare (cantitatea de gaze ce se eliberează dintr-un m^3 de țiței la destinderea acestuia cu o atmosferă), $Nm^3/m^3 \cdot at$;

γ — greutatea specifică a țițeiului, t/m^3 ;

P_n — presiunea de separare a ultimei trepte din parc, kgf/cm^2 ;

P_a — presiunea atmosferică de la gura de vizitare a rezervoarelor, kgf/cm^2 ;

Q_t — debitul net de țiței al parcului, t/zi.

Există formule și pentru calculul teoretic al cantității de hidrocarburi volatile rezultate prin evaporare, ca urmare a încălzirii țițeiului, ce se pierde în prezent în atmosferă, bazate, în special, pe diferența de greutate specifică înainte și după stabilizarea țițeiului (după eliminarea hidrocarburilor volatile din masa acestuia).

Practic, măsurarea cantității de hidrocarburi volatile, în cazul recuperării acestora, se face cu manometre diferențiale, atît împreună ($C_1 + C_2 + C_{3+}$), cît și separat ($C_1 + C_2$ și, respectiv, C_{3+}).

În plus, cantitatea de hidrocarburi volatile C_{3+}, în stare lichidă, poate fi măsurată și în recipientul de depozitare, cu ajutorul mirei gradate și al sticlei de nivel.

Referitor la parametrii de stare ai hidrocarburilor C_{3+}, trebuie specificat faptul că în schelele petroliere temperatura acestora nu poate fi prea mult redusă în scopul condensării lor, răcirea acestora realizîndu-se prin circulație de țiței sau apă în contracurent cu circuitul de C_{3+} .

Rămîne ca starea lichidă a acestor hidrocarburi, în cantitate cît mai mare, să fie realizată cu ajutorul presiunii, ridicînd valoarea acesteia peste valoarea presiunii de vapori, atît în recipientul de depozitare din schelă, cît și în recipienții de depozitare ai instalațiilor de prelucrare. În caz contrar, riscăm ca o cantitate importantă de hidrocarburi C_{3+} , recuperate și depozitate în recipienții de presiune respectivi să fie consumată, o dată cu hidrocarburile $C_1 + C_2$, ca combustibil gazos, la centralele termice.

Realizînd presiunea necesară condensării hidrocarburilor C_{3+} în recipienții de depozitare ai acestora (superioară presiunii de vapori), aceasta poate fi menținută constantă în timpul alimentării centralelor termice cu $C_1 + C_2$ din recipienții respectivi, prin montarea unui retroregulator de presiune pe conducta de alimentare cu hidrocarburi volatile $C_1 + C_2$ a centralelor termice, pentru menținerea sub formă de condens a hidrocarburilor C_{3+}, în acești recipienți.

În cazul țițeiului de Conțești, la temperatura de +40°C și presiunea de 20 bar, procentul de condensare a hidrocarburilor C_{3+} a fost de 22,6%, diferența (77,4%) fiind în stare de vapori (analize efectuate la I.P.G. Ploiești). În cazul unei presiuni de 24—25 kgf/cm^2 și al unei temperaturi de 15—20°C (pe perioada anotimpurilor cu temperatură scăzută) procentul de condensare a hidrocarburilor C_{3+} va fi peste 30%.

În funcție de conținutul în benzine al țițeiului, pentru sistemul deschis de transfer-depozitare al acestuia, în literatura tehnică de specialitate, sînt specificate cantități de pierderi de hidrocarburi volatile în punctele de depozitare a țițeiului (tab. 1).

Tabelul 1

Punctul unde se produc pierderi	Conținutul în benzine al țițeiului, %			
	0	1—10	11—20	>20
	Pierderi în greutate, %			
Parcuri de separatoare	0	1,5	2,0	2,5
Stația de tratare	0	0,7	1,0	1,5
Depozitul central de țiței al schelei și stațiile intermediare de pompare	0	0,5	0,7	1,0
Depozitul de țiței al rafinăriei	0	0,3	0,5	0,5
Total pierderi	0	3,0	4,2	5,5

Din tabel se observă că pierderile cele mai importante de hidrocarburi volatile, în cazul sistemului deschis de transfer-depozitare al țițeiului, au loc la parcurile de separatoare (2,5% — în cazul țițeiurilor cu conținut în benzine peste 20%). Deci, realizarea instalațiilor de stabilizare sau de închidere a sistemului

după parcurile de separatoare poate contribui la recuperarea hidrocarburilor volatile, numai în procent de circa 50%. Stabilizarea țițeiului trebuie făcută, deci, înaintea deschiderii sistemului de transfer-depozitare al acestuia.

Cantitatea de hidrocarburi volatile ce se pierde prin evaporarea țițeiului (C_{3+}) este direct proporțională cu conținutul în benzine al țițeiului (deci, cu inversul greutății specifice a acestuia), cu temperatura de încălzire, cu timpul de depozitare, cu mărimea suprafeței secțiunii rezervoarelor de depozitare, precum și cu alți factori secundari, ca: numărul de umplerigoliri, numărul de transvazări, intensitatea vîntului etc.

O dată cu creșterea temperaturii țițeiului, are loc o sporire a vitezei de mișcare a moleculelor, deci o creștere a vitezei de agitație termică, ceea ce facilitează creșterea tensiunii de vapori a țițeiului (are loc o creștere a tendinței particulelor de a părăsi suprafața liberă a țițeiului și de a trece în spațiul de deasupra acesteia sub formă de vapori care, în cazul rezervoarelor deschise, se pierd în atmosferă).

Lichidele exercită o presiune numită presiune de vapori, ca urmare a tendinței moleculelor lichidului de a se evapora, în urma încălzirii acestuia.

Punctul normal de fierbere al unui lichid este temperatura la care lichidul exercită o presiune de vapori egală cu presiunea atmosferică (760 mm Hg).

Dacă lichidul manifestă o presiune de vapori cu o cîtime infinitezimală mai mare decît presiunea atmosferică, lichidul fierbe și, invers, dacă lichidul manifestă o presiune de vapori cu o cîtime infinitezimală mai mică decît presiunea exterioară, vaporii condensează.

În momentul cînd lichidul a atins punctul de fierbere sau — mai exact — a depășit valoarea acestuia, vaporizarea lichidului are loc în toată masa acestuia, bulele de vapori ce se formează la contactul cu suprafața de încălzire ridicîndu-se prin coloana de lichid în spațiul de deasupra acestuia.

Numai la sau deasupra punctului de fierbere are loc vaporizarea unui lichid. În măsură mai mică, vaporizarea are loc și la o temperatură inferioară punctului de fierbere, cînd se produce evaporarea.

Deosebirea dintre cele două fenomene de vaporizare (fierberea și evaporarea) este numai cantitativă, din punct de vedere calitativ mecanismul lor fiind același (producerea de vapori la suprafețele de contact lichid-suprafață încălzită).

Același lucru se întîmplă și în cazul țițeiului depozitat în rezervoarele atmosferice, unde are loc încălzirea lui prin intermediul serpentinelor din interiorul acestora.

Datorită pierderii fracțiilor volatile din țiței, ca efect al destinderii și încălzirii acestuia, crește greutatea specifică a țițeiului, scăzînd calitatea lui.

Procedîndu-se la efectuarea analizelor de stabilire a pierderilor de hidrocarburi volatile la un parc de separatoare (țiței cu conținut în benzine peste 20% și greutate specifică 0,732 kgf/dm^3) s-au confirmat cele afirmate anterior, în sensul că mărimea pierderilor de hidrocarburi volatile $C_1 + C_2$ depinde numai de valoarea destinderii țițeiului (scăderii presiunii acestuia), pe cînd cantitatea de hidrocarburi ce se pierde prin evaporare, ca efect al încălzirii țițeiului, adică C_{3+}, pentru aceeași valoare a destinderii, crește o dată cu creșterea temperaturii.

II. Metode de combatere a pierderilor de hidrocarburi volatile în atmosferă

Pentru evitarea pierderii în atmosferă a hidrocarburilor volatile $C_1 + C_2$ — separate prin destinderea țițeiului și a hidrocarburilor volatile C_{3+} — rezultate prin evaporare (ca efect al încălzirii țițeiului), pot fi utilizate două metode.

1. *Eliminarea contactului țițeiului cu atmosfera*, prin ermetizarea sistemului de transfer-depozitare al acestuia (*sistem închis*).

2. *Stabilizarea țițeiului* la parcurile de separatoare, după care acesta poate fi manipulat în *sistem deschis*, cu pierderi nesemnificative.

Stabilizarea țițeiului prezentată în figura 2 constă în crearea celor două condiții necesare eliberării din țiței a hidrocarburilor volatile la parcurile de separatoare: destinderea țițeiului pentru eliberarea, în principal, a hidrocarburilor $C_1 + C_2$ și provocarea evaporării hidrocarburilor C_{3+} la un nivel superior față de condițiile întîlnite în continuarea traseului parcurs de țiței pînă la rafinărie și recuperarea acestor hidrocarburi volatile (ușoare) cu ajutorul compresoarelor, precum și depozitarea lor într-un recipient de presiune, de unde să fie utilizate conform scopului propus:

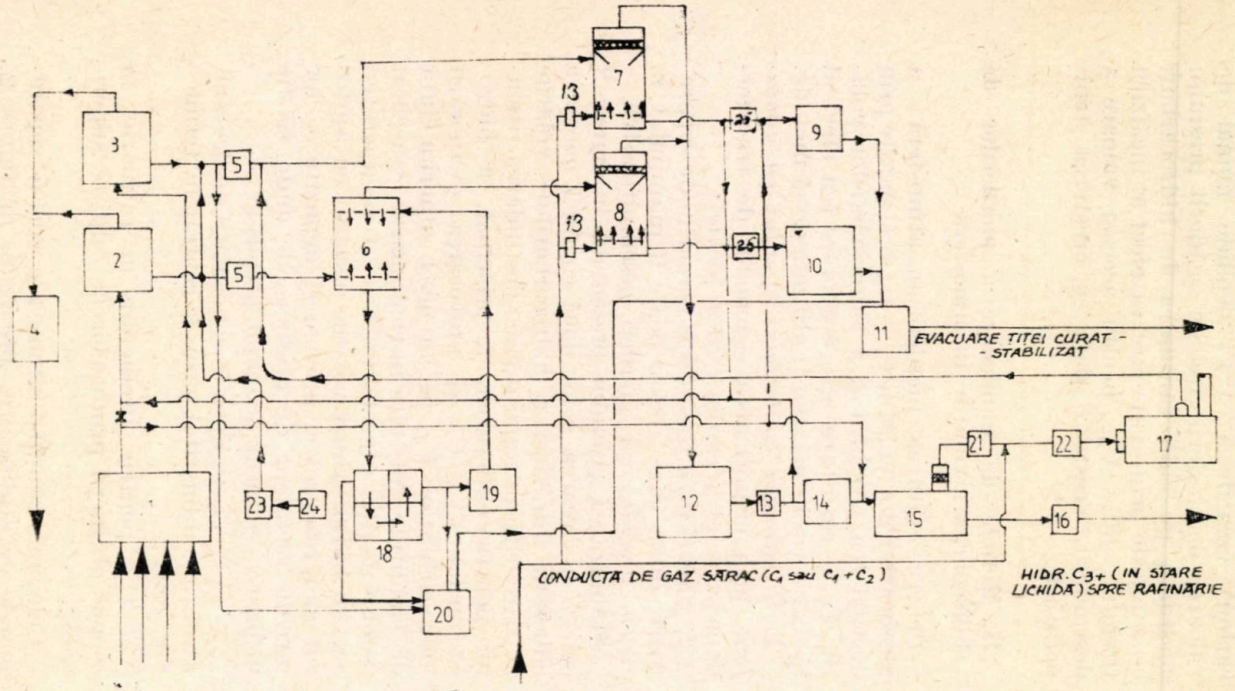
— $C_1 + C_2$ (în lipsa unei instalații de deetanizare) ca combustibil gazos la centralele termice din zonă;

— C_{3+}, pentru prelucrare în rafinărie, în scopul obținerii produselor de calitate superioară.

Cele două condiții impuse a se crea în separatoarele de stabilizare, prevăzute în figura 2, sînt:

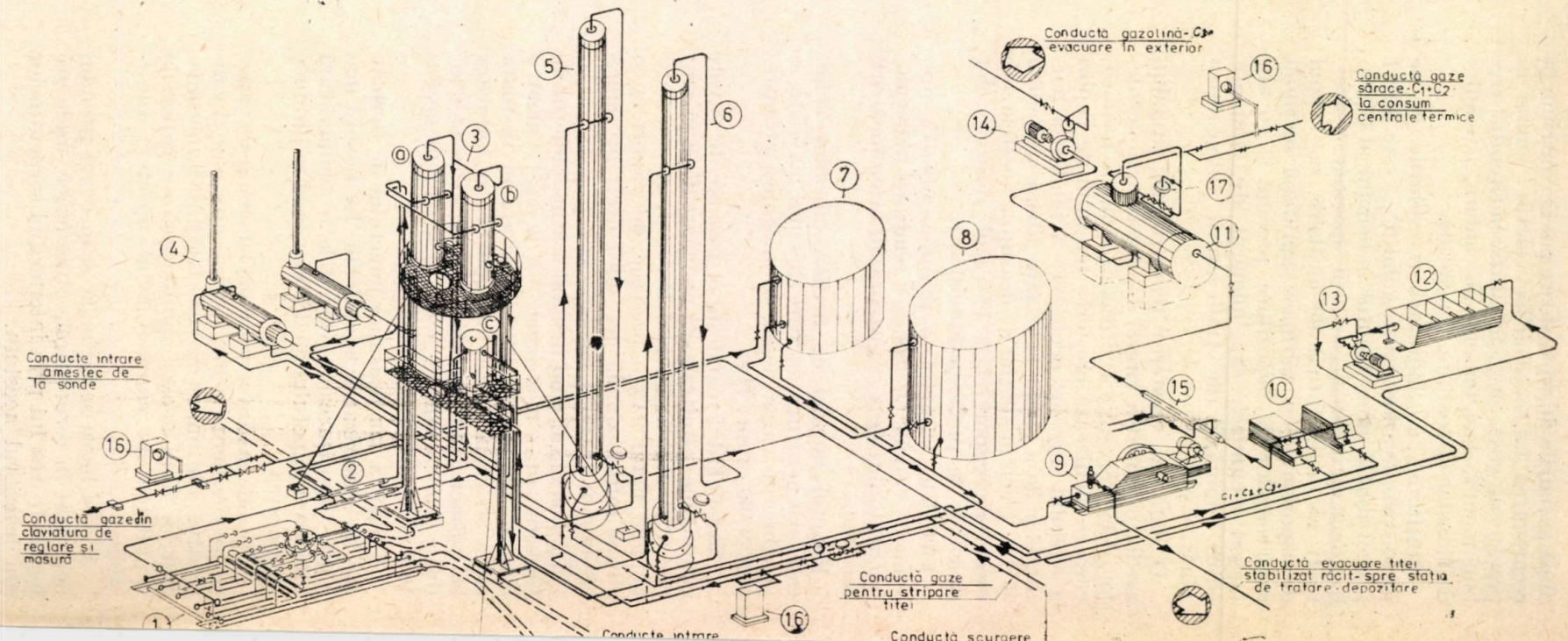
— realizarea unei presiuni sub valoarea presiunii atmosferice (vacuum), pentru degajarea integrală a hidrocarburilor $C_1 + C_2$;

— încălzirea țițeiului înaintea intrării acestuia în separatoarele de stabilizare la o temperatură superioară temperaturii maxime de tratare, în scopul evaporării hidrocarburilor C_{3+}.


EVACUARE TITEI CURAT - STABILIZAT
CONDUCTA DE GAZ SĂRAC (C_1 sau C_1+C_2)
HIDR. C_{3+} (IN STARE LICHIDĂ) SPRE RAFINĂRIE

a

b


Conductă gazolină-C_{3+} evacuare în exterior
Conductă gaze sărace-C_1+C_2 la consum centrale termice
Conducte intrare amestec de la sonde
Conductă gaze din claviatura de reglare și măsură
Conductă gaze pentru stripare titei
Conducte intrare
Conductă scurgere
Conductă evacuare titei stabilizat răcit-spre stația de tratare-depozitare
$C_1+C_2+C_{3+}$

Cele două condiții sînt realizate într-un sistem restrîns închis, constînd din două sau mai multe separatoare de stabilizare (etalonare și total), în care se realizează un vacuum de 300—400 mm CA, cu ajutorul compresoarelor ECG, „Timpuri Noi" (vacuum care facilitează degajarea hidrocarburilor $C_1 + C_2$ din țiței) și prin încălzirea țițeiului la temperatura prescrisă (superioară temperaturii maxime de tratare), datorită căreia se produce evaporarea hidrocarburilor C_{3+}.

Pentru o mai mare siguranță că în continuarea traseului parcurs de țiței nu vor mai avea loc pierderi de hidrocarburi volatile, ca urmare a influenței factorilor secundari, pe la baza separatoarelor de stabilizare se trece un curent de gaze (de preferat gaze sărace din conducta de alimentare a actualelor centrale termice, cînd în zonă există o instalație de degazolinare a acestora), în contracurent cu țițeiul prestabilizat, adică are loc o stripare cu gaze a țițeiului, ceea ce conduce la o adîncire a stabilizării acestuia.

Gazele injectate, în curentul lor ascendent, vor antrena hidrocarburile volatile C_{3+} existente în stare latentă de evaporare în masa țițeiului încălzit la o temperatură superioară temperaturii maxime de tratare, care pentru țițeiurile ușoare este cuprinsă între 30 și 50°C, dar inferioară punctului de fierbere (temperatura la care are loc trecerea în stare de vapori a țițeiului efectuată în toată masa acestuia, cînd tensiunea de vapori devine egală cu presiunea la care este supus țițeiul în recipientul respectiv).

Prin stripare cu gaze are loc o diminuare maximă a conținutului de hidrocarburi volatile C_{3+} în țiței, în paralel cu îmbogățirea în aceste hidrocarburi a gazelor de stripare, ceea ce are ca efect o „uscare" („zvîntare") a țițeiului, ca urmare a eliminării hidrocarburilor C_{3+} din masa acestuia.

Hidrocarburile volatile $C_1 + C_2 + C_{3+}$, rezultate prin stabilizarea țițeiului în ansamblul ei (ca efect al destinderii, evaporării și stripării cu gaze), ce se acumulează deasupra nivelului dinamic al acestuia în separatoarele de stabilizare, vor fi aspirate, împreună, de către compresoarele montate în acest scop și dirijate în recipientul de presiune în care are loc depozitarea lor.

Cu excepția aerului, care în amestec cu hidrocarburile respective poate da naștere la explozii (metan = 5—16% în aer; propan = =1,5—9,5% în aer), pentru stripare pot fi utilizate și alte gaze existente în zonă, cum este cazul bioxidului de carbon, avîndu-se grijă în acest caz de a se lua măsuri ca striparea să se facă după eliminarea apei din țiței, deoarece prin reacția apei cu bioxidul de carbon rezultă acidul carbonic, care este foarte corosiv:

$$H_2O + CO_2 = H_2CO_3.$$

În această categorie intră și gazele de la coșurile de fum ale centralelor termice care, de asemenea, pot fi utilizate pentru stripare.

În general, pentru stripare, trebuie utilizat un gaz inert (lipsit de reactivitate față de alte elemente sau alte substanțe).

Pentru ca efectul stripării cu gaze în separatoarele de stabilizare să fie economic (gazele să nu antreneze o cantitate mare de vapori de apă, care să fie vehiculați de compresoare), țițeiul ce intră în aceste separatoare, în scopul stabilizării lui, trebuie să fie cît mai curat. În acest scop, țițeiului brut, înaintea intrării în aceste separatoare de stabilizare sau, mai exact, înaintea intrării acestuia în sistemul de încălzire ce va fi adoptat, i se va injecta dezemulsionantul specific tratării lui și va fi trecut printr-un vas spălător de mărimea unui separator SVB—8, în care se va menține un strat de apă cît mai curată (factor foarte important în procesul de tratare al țițeiului), avînd salinitatea cel

---

←

Fig. 2 *a*. Schema de stabilizare a țițeiului la parcurile de separatoare:

1 — claviatură intrare amestec; *2* — separator de total; *3* — separator de etalonare; *4* — claviatură de măsură și reglare gaze; *5*—schimbător de căldură (pentru încălzirea țițeiului); *6* — vas spălător (SVB—8) montat pe schelet metalic; *7* — separator de stabilizare-etalonare; *8* — separator de stabilizare total; *9* — rezervor etalonare (țiței curat stabilizat); *10* — rezervor total (țiței curat stabilizat); *11* — pompă evacuare țiței; *12* — compresoare aspirație hidrocarburi volatile ($C_1 + C_2$ și C_{3+}); *13* — manometru diferențial; *14* — schimbător de căldură (pentru lichefierea vaporilor de C_{3+}); *15* — recipientul de depozitare gazolină (al instalației de degazolinare din schelă); *16* — pompă evacuare gazolină; *17* — centrala termică a parcului; *18* — habă compartimentată pentru primirea apei sărate cu dezemulsionant din vasul spălător; *19* — pompă de injecție apă sărată avînd în conținutul ei dezemulsionant; *20*— decantor; *21* — retroregulator care menține rezervorul de depozitare $C_1 + C_2$ și C_{3+} la o presiune superioară față de tensiunea vaporilor (presiunea la care un lichid se află în echilibru cu vaporii lui la o anumită temperatură); *22* — regulator de presiune (reglează presiunea pentru arzătoare la 0,5 kgf/cm²); *23* — pompă injecție soluție de dezemulsionant; *24* — vase pentru preparare și depozitare soluție de dezemulsionant; *25* — schimbătoare căldură țeavă în țeavă pentru răcirea țițeiului.

Fig. 2 *b*. Instalație de stabilizare țiței prin destindere în vacuum, încălzire și stripare cu gaze la parcurile de separatoare (variantă):

1 — claviatură intrare țiței brut; *2* — schimbătoare de căldură țeavă în țeavă, pentru răcire țiței stabilizat; *3a* — separator total SVB—8; *3b* — separator etalonare SVB—8; *3c* — vas spălător (toate montate pe SKID); *4* — schimbătoare de căldură cu flacără directă; *5* — separator de stabilizare-etalonare; *6* — separator de stabilizare total; *7* — rezervor etalonare de 25 m³; *8* — rezervor total de 200 m³; *9* — pompă de evacuare țiței 2PN—160; *10* — compresoare aspirație gaze hidrocarburi volatile ECG; *11* — tanc depozitare hidrocarburi volatile recuperate; *12* — habă compartimentată pentru depozitare apă sărată de la scurgerea vasului spălător; *13* — electropompă vehiculare apă sărată cu dezemulsionant; *14* — electropompă evacuare gazolină — C_{3+} (condensat); *15*—schimbător de căldură țeavă în țeavă pentru condensare hidrocarburi volatile C_{3+}; *16* — manometre diferențiale; *17* — retroregulator de presiune.

puțin egală cu cea a apei de zăcămînt, țițeiul brut intrînd pe la baza vasului spălător, iar pe la partea superioară a acestuia se va injecta, uniform pe toată suprafața țițeiului deja spălat, apă sărată avînd dezmulsionant rezidual în conținutul său, apă recuperată din vasul spălător, într-o habă compartimentată.

În unele cazuri (la țițeiurile mai grele și care au în conținutul lor emulsii rebele), prin încălzirea țițeiului brut la temperaturi ridicate, în scopul spargerii emulsiilor respective, diferența între greutatea specifică a apei din țiței și greutatea specifică a acestuia tinde către zero, ceea ce face ca amestecul respectiv să devină omogen, conținutul de apă în țiției în acest caz fiind 1—2 % (țiței neconform).

La țițeiurile foarte grele (care spumează), acest lucru este facilitat și de gazele dizolvate în țiței, care au tendința să se ridice prin coloana de țiței respectivă, menținînd în echilibru particulele fine de apă coloidală dispersate în masa acestuia, la nivelurile la care aceste particule de apă se găsesc în momentul formării amestecului omogen, nepermițîndu-le să decanteze la baza vasului spălător în care are loc tratarea țițeiului respectiv.

Prin injecția de apă sărată pe la partea superioară a vasului spălător, aceasta avînd și o temperatură inferioară temperaturii amestecului omogen (în urma răcirii prin sistemul de conducte — habă), moleculele apei injectate se unesc cu moleculele apei din amestecul omogen de la partea superioară a vasului spălător, rezultînd molecule avînd o greutate care să le permită decantarea lor la baza vasului spălător, conform legii lui Stokes :

$$W_0 = \sqrt{\frac{4}{3} \cdot \frac{g}{\varepsilon} \cdot d \frac{\gamma_1 - \gamma_2}{\gamma_2} 10^2}, \qquad (2)$$

unde :

W_0 este viteza de decantare a particulei de apă, mm/s ;

g — accelerația gravitației, 9,81 m/s² ;

d — diametrul particulei sferice de apă, mm ;

γ_1 — greutatea specifică a particulei sferice de apă, kgf/dm³ ;

γ_2 — greutatea specifică a țițeiului rezultat din spălarea primară (prin stratul de apă de la baza vasului spălător), kgf/dm³ ;

ε — coeficient de rezistență hidraulică, care se determină în funcție de numărul lui Reynolds.

Dezemulsionantul rezidual din conținutul apei injectate pe la partea superioară a vasului spălător contribuie la desprinderea moleculelor de apă din amestecul omogen și unirea lor cu moleculele apei injectate.

În vasul spălător, țițeiul este supus, deci, unei duble spălări :

— spălarea propriu-zisă prin stratul de apă de la baza vasului spălător (spălare primară) ;

— „limpezirea" țițeiului cu apă de la „dușurile" montate la partea superioară a vasului spălător (spălare secundară).

Debitul pompei de injecție a apei sărate avînd în conținutul său dezemulsionant rezidual, în scopul realizării spălării secundare a țițeiului, va fi 5—10 m³/h, motorul de acționare a pompei respective avînd puterea de 0,55 kW.

Vasul spălător (fig. 3) se va monta, în general, pe circuitul de total (una din excepții fiind cazul folosirii bioxidului de carbon pentru stripare), pe cînd injecția de dezemulsionant și striparea cu gaze se vor realiza la ambele circuite ale țițeiului (etalonare și total).

Debitul de gaze injectat în scopul stripării țițeiului în separatoarele de stabilizare va fi reglat în așa fel, încît să poată fi preluat, în totalitate, de către compresorul montat suplimentar în acest scop, pentru ca celelalte compresoare să poată realiza vacuumul necesar destinderii țițeiului, în vederea eliberării totale a hidrocarburilor $C_1 + C_2$ din masa acestuia.

Gazele pentru stripare vor fi luate, în general, din conducta de alimentare a centralelor termice

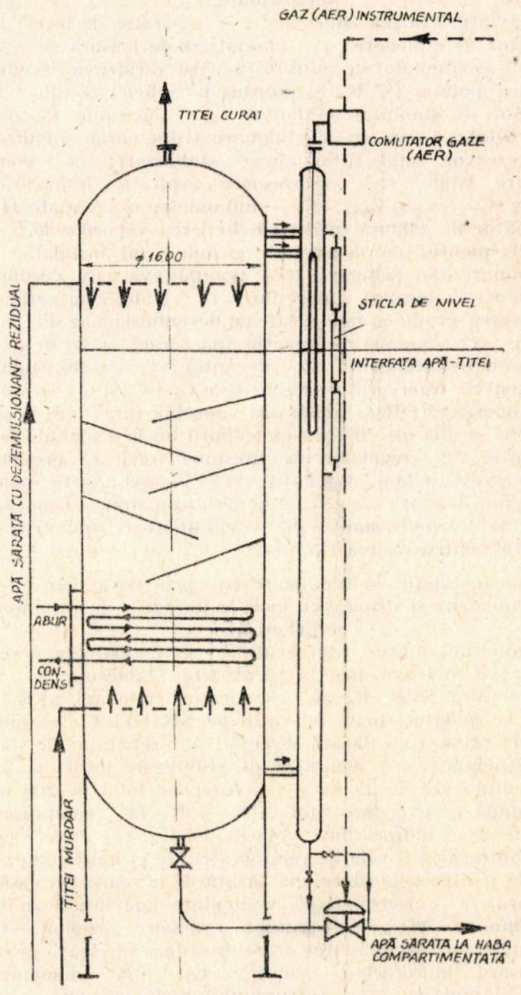


Fig. 3. Vas spălător

existente în zonă, prin reglarea presiunii acestora la o valoare cu puțin superioară presiunii maxime prescrise în separatoarele de stabilizare, care este + 0,03—+0,04 kgf/cm², cu ajutorul unui regulator de presiune, și prin reglarea debitului acestora la valoarea debitului unui compresor ECG, cu ajutorul unui manometru diferențial, montat pe conducta de injecție a acestor gaze.

Menținerea stratului de apă în vasul spălător, în limitele de înălțime prescrise, se va realiza cu un regulator de nivel, al cărui flotor va pluti la interfața apă-țiței. Pentru aceasta, este necesar ca diferența între greutățile specifice ale celor două lichide (apă sărată-țiței) să fie 0,15—0,20 kgf/dm³, diferență realizată prin sistemul de tratare preconizat la parc în figura 2 (prin creșterea greutății specifice a apei în haba compartimentată, adăugind clorură de sodiu).

Pentru evitarea neajunsurilor ce le poate crea efectul de coroziune al apei sărate, sistemul de injecție al apei la partea superioară a vasului spălător va fi realizat din conducte din PVC, iar haba compartimentată și vasul spălător vor fi vopsite cu 2—3 straturi de miniu de plumb.

Cantitatea de hidrocarburi volatile C_1+C_2, recuperată prin destinderea țițeiului, va fi :

$$V_r = \frac{\alpha}{\gamma}(P_n - P_s)Q_t, \qquad (3)$$

unde :

V_r este cantitatea de hidrocarburi volatile în stare gazoasă $(C_1 + C_2)$ recuperate în separatoarele de stabilizare, ca efect al destinderii țițeiului în vacuum, Nm^3/zi ;

α — coeficientul de solubilitate a gazelor în țiței la temperatura și presiunea (vacuumul) din separatoarele de stabilizare, $Nm^3/m^3 \cdot at$;

P_n — presiunea din separatoarele ultimei trepte de separare a parcului, kgf/cm^2 ;

P_s — vacuumul creat de compresoare la partea superioară a separatoarelor de stabilizare, kgf/cm^2 ;

Q_t — debitul de țiței ce trece prin separatoarele de stabilizare, t/zi.

Condițiile de presiune (vacuum) și temperatură (superioară temperaturii maxime de tratare), impuse țițeiului în separatoarele de stabilizare, nu vor mai fi întîlnite de către acesta pînă la prelucrarea lui în rafinărie. Deci, de la parc în continuare, pînă la rafinărie, nu vor mai exista pierderi importante, ținînd cont și de striparea cu gaze a țițeiului și de răcirea acestuia după stabilizare (prin schimbătoarele de căldură țeavă în țeavă prin care circulă țițeiul rece direct din claviatura parcului, în contracurent cu țițeiul stabilizat).

În acest fel, țițeiul poate fi considerat stabilizat, el putînd parcurge traseul în continuare pînă la rafinărie, în sistem deschis.

Informații

Probleme de actualitate și de perspectivă în industria minieră

Petroșani 11 — 12 decembrie 1987

În perioada 11—12 decembrie 1987, la Institutul de Mine din Petroșani s-au desfășurat lucrările simpozionului de comunicări tehnico-științifice pe tema **PROBLEME DE ACTUALITATE ȘI DE PERSPECTIVĂ ÎN INDUSTRIA MINIERĂ** dedicat **CONFERINȚEI NAȚIONALE A PARTIDULUI COMUNIST ROMAN ȘI CELEI DE-A XL-A ANIVERSĂRI A REPUBLICII.**

La lucrările simpozionului, alături de cadrele didactice din institut, au participat specialiști din producție, cercetare - proiectare, cadre tehnico-inginerești din producție, precum și studenți.

După cuvîntul de deschidere, rostit de prof. dr. ing. *D. FODOR*, rectorul Institutului de Mine Petroșani, prin care s-au reliefat sarcinile actuale și de perspectivă care stau în fața industriei miniere românești, precum și rezultatele obținute de cadrele didactice și studenți în activitatea de cercetare științifică în contextul amplului proces de integrare a învățămîntului superior cu cercetarea și producția, în plen s-a prezentat lucrarea „Rezultatele concursului de admitere din iulie 1987 la I.M.P. în corelație cu caracteristicile socio-profesionale ale candidaților prezentați".

În partea a doua s-au prezentat 103 referate repartizate în cinci secțiuni.

Secțiunea I. **EXPLOATAREA SUBTERANĂ ȘI LA ZI A ZĂCĂMINTELOR DE SUBSTANȚE MINERALE UTILE** a cuprins 16 lucrări cu o tematică de deosebită actualitate pentru industria minieră din țara noastră.

În domeniul exploatărilor miniere subterane au fost prezentate lucrări din direcțiile construcțiilor miniere subterane, mecanicii rocilor, aerajului și protecției muncii și conducerii din punct de vedere topografic a lucrărilor miniere.

Astfel, a fost prezentat rezultatul cercetărilor teoretice și experimentale asupra combaterii umflării vetrelor lucrărilor miniere în minele din Valea Jiului. Au reținut atenția, în cadrul referatului prezentat, acele soluții de combatere a umflării vetrelor lucrărilor miniere care își găsesc o aplicabilitate directă, cu o eficiență economică scontată.

Pe linia reducerii consumului de materiale și a găsirii de noi materiale și tehnologii de susținere a lucrărilor miniere orizontale s-au înscris și rezultatele cercetărilor privind stabilirea tehnologiei și organizării complexului de operații la susținerea lucrărilor miniere cu cadre din tablă ondulată.

Realizarea ritmicității producției în abataje este strîns legată de desfășurarea în bune condiții a proceselor tehnologice de abataj. Pe această linie se înscriu rezultatele cercetărilor efectuate în mai multe mine din bazinul Văii Jiului cu privire la studiul cauzelor, al modului de manifestare și al posibilităților de apariție a loviturilor de acoperiș în condițiile de exploatare a unor strate.

Necesitatea creșterii producției minelor existente, cît și deschiderea unor noi perimetre miniere în condițiile de exploatare din bazinul Văii Jiului impun necesitatea executării unui volum mare de lucrări de investiții. În această direcție se înscriu rezultatele cercetărilor privind dimensionarea grosimii susținerii din beton a puțurilor verticale pentru adîncimi pînă la 1 000 m.

Unele referate din domeniul mecanicii rocilor au prezentat rezultatele unor cercetări fundamentale privind : utilizarea parametrilor inițiali la dimensionarea susținerilor miniere în contextul interacțiunii rocă-susținere ; determinarea formei optime a profilelor lucrărilor miniere prin utilizarea metodelor analitice numerice de calcul ; determinarea deplasărilor și tensiunilor într-un stîlp de susținere, folosind fluajul rocilor.

O atenție deosebită a suscitat și referatul legat de o nouă idee de consolidare a straturilor acvifere la săparea lucrărilor miniere subterane.

În domeniul exploatărilor miniere la zi, colectivele de autori au prezentat soluții originale privind optimizarea tehnologiei de extragere în cariera Valea Morii, a proiectării soluțiilor legate de asigurarea stabilității haldei de la I. M. Vulcan.

Au fost deosebit de apreciate referatele din domeniul topografiei miniere referitoare la conducerea lucrărilor miniere orizontale și verticale cu ajutorul laserilor și la evaluarea prin metode fotogrammetrice a volumelor de rocă excavate în carieră.

Pe linia valorificării și introducerii de noi rezerve în circuitul economic se înscriu și rezultatele cercetărilor de deplasare și deformare a suprafeței terenului ca efect al exploatării stratului 3 la mina Lonea.

Lucrările de aeraj, prezentate în cadrul secției, s-au referit la rezultatele obținute de specialiștii din Institutul de Mine și de cei de la C.C.I.T.P.S.M. Petroșani în direcția stabilirii influenței variației presiunii barometrice asupra emanațiilor de metan la minele din Valea Jiului, precum și la complexul de măsuri pentru prevenirea focurilor de mină la lucrările de deschidere, pregătire și abataj.

În cadrul secțiunii a II-a **MECANIZAREA PROCESELOR TEHNOLOGICE MINIERE** s-au susținut 35 de lucrări științifice.

Tematica lucrărilor prezentate se axează, în principal, pe : mecanizarea tăierii și susținerii în abatajele minelor de cărbuni ; perfecționarea construcției combinelor și susținerilor mecanizate de abataj ; corelarea utilajelor în cadrul complexelor mecanizate la extragerea cărbunelui în vederea îmbunătățirii indicatorilor tehnici și economici ; extinderea domeniului de aplicare a perforării rotative prin folosirea perforatoarelor și sistemelor de avans acționate hidraulic ; creșterea gradului de mecanizare la săparea galeriilor ; îmbunătățirea construcției combinelor de înaintare ; conceperea, realizarea și încercarea unor noi utilaje de transport ; încercarea și testarea unor utilaje miniere de fabricație indigenă ; creșterea fiabilității unor mașini și instalații miniere ; instalații noi de evacuare a apelor subterane și probleme tehnice privind exploatarea cărbunilor aflați în condiții grele de zăcămînt prin gazeificare subterană.

Ca rezultat al preocupărilor cadrelor didactice din institut s-a reușit să se obțină rezultate bune în perfecționarea tehnologiei de fabricație a cuțitelor de combină și la recondiționarea acestora, confirmate de testările efectuate în timp la diferite întreprinderi miniere în Valea Jiului.

Lucrarea „Tăierea rocilor și cărbunilor pe cale hidromecanică cu cuțite asistate de jeturi hidraulice" oferă soluții de viitor pentru realizarea tăierii eficiente a cărbunilor cu intercalații și incluziuni dure. Rezultatele obținute în laborator sînt pozitive, iar cercetările în acest domeniu continuă.

Cercetările în domeniul susținerilor mecanizate de abataj au avut ca rezultat punerea la punct a structurilor secțiilor de susținere mecanizată, stabilirea portanței necesare a acestora pentru abatajele minelor de huilă și de lignit. Aceste rezultate obținute au fost aplicate în proiectare și ca urmare s-au conceput și s-au proiectat noi secții de susținere mecanizată pentru susținerea intersecțiilor la capetele abatajelor în condițiile din Valea Jiului.

În domeniul creșterii eficienței în lucru a combinelor de înaintare utilizate în condiții specifice date, rezultate foarte bune s-au obținut cu noile organe de tăiere, tip I.M.P., concepute și realizate de cadre didactice din institut pentru echiparea combinelor CI-2 ce lucrează în condițiile minelor de lignit. Rezultatele puse în evidență de încercările și măsurătorile în subteran la I. M. Urdari utilizînd modelele experimentale realizate au creat premisele necesare ca în viitorul apropiat aceste organe de tăiere să fie asimilate în fabricație și generalizate la săparea galeriilor cu combina CI-2 în condițiile minelor de lignit din țară.

Cercetările efectuate în domeniul realizării unor transportoare vibrante pentru minele de minereuri au condus la rezultate pozitive, modelul experimental de transportor vibrant a trecut cu bine testările de laborator, urmînd să fie îmbunătățit în continuare și apoi aplicat în producție.

Încercările de laborator efectuate pe stand de probă au arătat posibilitatea de extindere a utilizării perforării rotative a rocilor, folosind perforatoare hidraulice rotative cu sistem de avans acționat hidraulic. Urmează ca soluțiile găsite să fie aplicate prin implementarea lor la fabricarea instalațiilor de perforat de concepție românească.

Studiile realizate în domeniul fiabilității utilajelor miniere au scos în evidență căile de creștere a fiabilității agregatului hidraulic AH 78/350 și a unor tipuri de ventilatoare utilizate în industria minieră.

Cercetările efectuate pînă în prezent și încercările în fază pilot a unor metode de gazeificare subterană a cărbunilor, prezentate în cadrul secțiunii a II-a, au scos în evidență obținerea unor rezultate bune, dar și existența unor probleme tehnice aferente încă de rezolvat. S-a concluzionat necesitatea continuării cercetărilor în acest domeniu.

În cadrul secțiunii a III-a **ELECTRIFICAREA ȘI AUTOMATIZAREA PROCESELOR TEHNOLOGICE MINIERE** s-au susținut 23 de lucrări științifice.

Lucrările prezentate cuprind o bogată tematică : perfecționarea aparatelor de conectare și de protecție folosite în minele grizutoase ; automatizarea mașinilor și instalațiilor miniere și de preparare ; utilizarea microcalculatoarelor și a microprocesoarelor în reglarea sau conducerea automată a unor procese miniere ; optimizarea consumului de energie electrică la unitățile miniere ; căile de reducere a consumului de energie electrică la unele utilaje tehnologice miniere ; conceperea și realizarea unor traductoare și aparate de măsură pentru stabilirea și controlul unor parametri ce caracterizează procesele miniere și de preparare.

Lucrările ce se înscriu în domeniul aparatelor de conectare și de protecție vizează, în principal, cofretele AG produse la noi în țară, mai ales privind modernizarea circuitelor de comandă și de protecție ale acestora.

Conducerea automată a instalațiilor de extracție miniere de fabricație românească sau a transportoarelor în flux utilizate în minerit cu ajutorul unor dispozitive de automatizare în logică programată au ca scop fie realizarea automatizării unor instalații — problemă nerezolvată pînă în prezent la instalațiile de fabricație indigenă — fie înlocuirea unor dispozitive și echipamente de automatizare existente depășite.

Aplicarea microcalculatoarelor, a microprocesoarelor în domeniul minier s-a referit concret la automatizarea procesului de aeraj, la reglarea automată a combinelor de abataj, la automatizarea instalațiilor de extracție miniere.

O serie de lucrări au scos în evidență posibilitățile și căile de reducere a consumurilor de energie electrică în cadrul unor unități miniere de exploatări la zi din bazinul Olteniei.

Traductorul ultrasonic, anemometrul magnetofluidic, traductorul pentru determinarea gradului de încărcare al agregatelor de măcinare autogene, precum și alte aparate prezentate în cadrul secțiunii a III-a își găsesc aplicabilitate imediată în domeniul minier.

În cadrul secțiunii a IV-a **PREPARAREA ȘI VALORIFICAREA SUBSTANȚELOR MINERALE UTILE** au fost prezentate 9 referate științifice cu o tematică orientată îndeosebi pe valorificarea superioară a cărbunelui cocsifi-

cabil, a substanțelor minerale metalifere și nemetalifere, a introducerii de noi metode și tehnologii în procesele de preparare.

Au reținut atenția studiile privind : posibilitățile de recuperare a cărbunelui cocsificabil și energetic, prin sfărîmare autogenă a sterilelor clasa 10—80 ; stabilirea condițiilor de realizare a flotației șlamului brut de cărbune clasa 0,1 mm ; separarea fierului din cuarțuri prin metode magnetice în gradient înalt de cîmp magnetic ; folosirea fluidelor magnetice în prepararea cuarțului granular ; controlul calității cuarțului prin metode spectroscopice ; distribuția elementelor principale în cărbunii din Valea Jiului și Anina.

Unele problme de matematică și mecanică teoretică și-au găsit aplicabilitatea directă în cadrul unor lucrări legate de : elaborarea unui model matematic pentru stabilirea corelației între calitatea cărbunelui primit de uzinele de preparare și mine în vederea creșterii extracției în cărbune cocsificabil și energetic ; mișcarea granulelor minerale dense pe suprafața de separare a mesei de concentrare etc.

Studiile în domeniul geologiei s-au referit la unele aspecte privind mineralizația oxido-carbonică de fier de la E.M. Rușchița, în vederea valorificării zăcămintelor de minereuri cu conținuturi sărace.

Secțiunea a V-a **ȘTIINȚE SOCIALE — ORGANIZAREA ȘI CONDUCEREA PROCESELOR TEHNOLOGICE MINIERE** a cuprins 20 de lucrări din domeniile :

— organizării proceselor tehnologice la executarea lucrărilor miniere și în abataje ;

— introducerii tehnicii moderne de calcul în proiectarea organizării ;

— sociologiei muncii ;

— științelor social-politice și economice.

În domeniul organizării proceselor tehnologice la executarea lucrărilor și în abataje citățm lucrările științifice cu privire la : stabilirea consumurilor de muncă pentru complexele de operații la susținerea galeriilor cu tablă ondulată : parametri și variabile organizaționale pentru abatajele cu front lung, complex mecanizate ; model matematic optimal al organizării activității unei unități miniere.

A fost remarcată, de asemenea, lucrarea referitoare la sisteme de generare a bazelor de date specifice exploatării zăcămintelor de cărbuni care, prin rezultatele obținute, face posibilă trecerea la proiectarea minieră asistată de calculator.

Cercetările din domeniul sociologiei muncii au fost axate pe problemele specifice ale industriei miniere și au tratat aspecte privind : elemente specifice politicii de personal pentru recrutarea și stabilizarea muncitorilor ; motivația și satisfacția muncii maiștrilor dintr-o întreprindere minieră ; diagnoza de ansamblu a situației maiștrilor minieri ; cultura și civilizația muncii miniere ; educația de securitate a muncii pentru conducătorii minieri.

În cadrul secțiunii un loc aparte au ocupat cele 4 referate care au tratat probleme economice și de eficiență economică din întreprinderile miniere, fiind axate pe : costurile de producție în minerit și analiza încadrării în costul unitar antecalculat prin proiectele de execuție ; sistemul de indicatori economici în creșterea eficienței activităților de progres tehnic ; implicațiile mecanizării asupra eficienței activităților productive, cercetări efectuate cu precădere pentru industria extractivă din țara noastră.

În contextul măreților evenimente sărbătorite de întregul popor din țara noastră **CONFERINȚA NAȚIONALĂ A P.C.R. ȘI CEA DE-A XL-a ANIVERSARE A REPUBLICII** în cadrul secțiunii au fost prezentate și lucrări din domeniul științelor social-politice.

Un important interes au ridicat comunicările științifice referitoare la : aportul românesc la statuarea principiului nerecurgerii la forță și la amenințarea cu forța în relațiile internaționale ; ecoul în Valea Jiului a proclamării Republicii la 30 decembrie 1947 ; presa românească transilvăneană în perioada războiului de independență (1877—1878).

Atenție a suscitat, din partea participanților, și referatele științifice referitoare la explozia informațională și capacitatea limitată a învățămîntului de a asimila în predare educația materialist științifică pentru corecta interpretare a elementelor de risc în munca din minerit.

În concluzie, participanții la simpozionul științific organizat de Institutul de Mine Petroșani au apreciat, în unanimitate, utilitatea discuțiilor purtate pe marginea referatelor, schimbul de opinii asupra problemelor de actualitate și de perspectivă din industria minieră privind exploatarea subterană și la zi a zăcămintelor de substanțe minerale utile, noile orientări în domeniile mecanicii rocilor, aerajului minier și protecția muncii, eforturile pentru diversificarea construcției de mașini și utilaje miniere potrivit condițiilor geologice specifice zăcămintelor din țara noastră, preocupările pentru automatizarea proceselor miniere, studiile de sociologie a muncii și metodele moderne de organizare ce fac posibilă aplicarea tehnicii moderne de calcul, toate îndreptate în dezvoltarea continuă a industriei miniere din țara noastră.

Simpozionul a lărgit perspectiva colaborării dintre specialiștii din cercetare, producție și învățămînt în soluționarea multiplelor probleme pe care le ridică creșterea continuă a producției de cărbuni și minereuri, extinderea progresului tehnic în toate fazele procesului de producție pentru creșterea productivității muncii în condițiile unei eficiențe economice maxime, intensificarea eforturilor pentru înfăptuirea prevederilor Congresului al XIII-lea al P.C.R. în domeniul industriei miniere.

Conf. dr. ing. **Gh. Oncioiu**

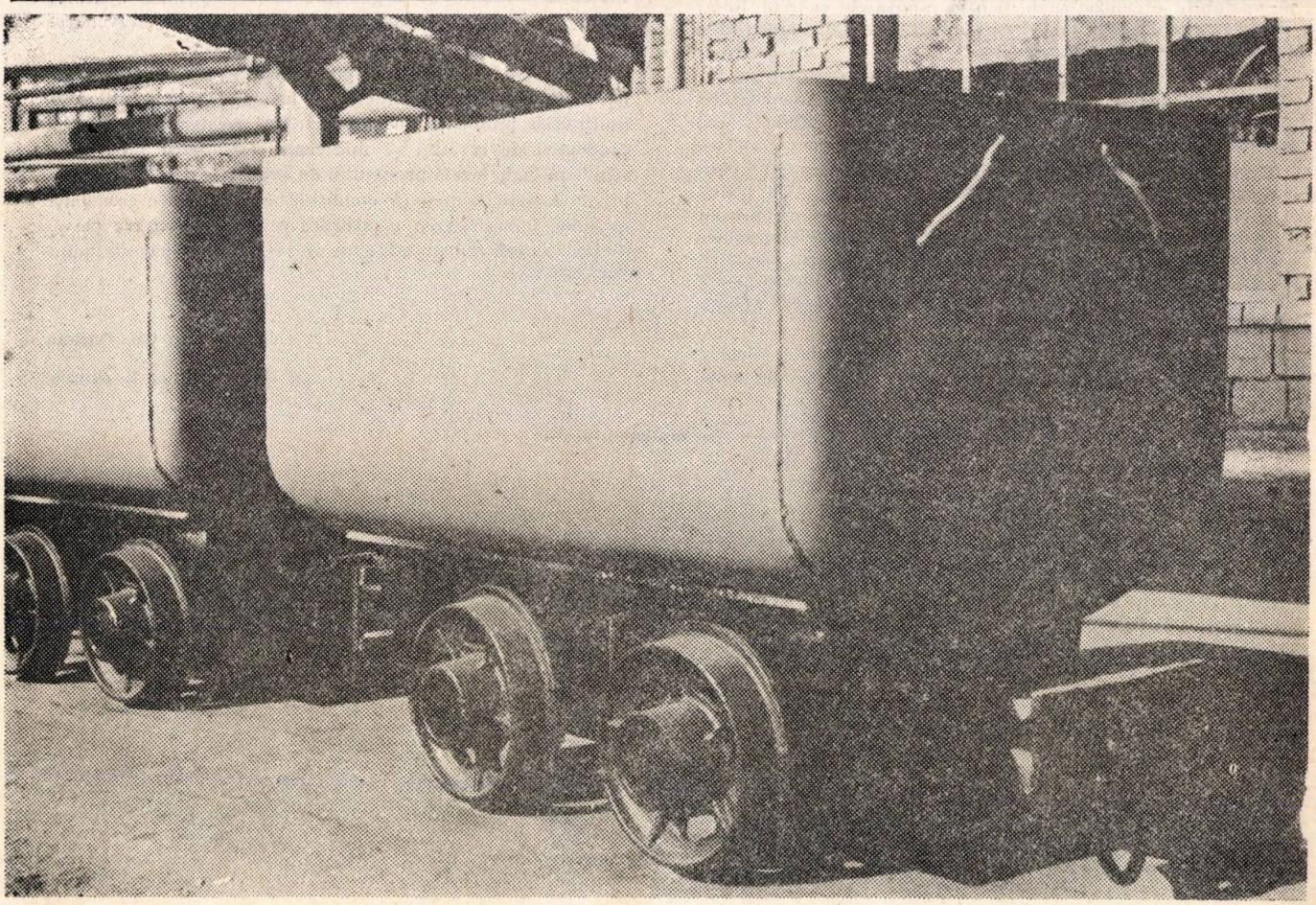
șef. lucr. dr. ing. **I. Kovaes**

UZINA DE UTILAJ MINIER SI REPARATII CRISCIOR

PRODUCE utilaje pentru întreprinderile miniere şi uzinele de preparare a minereurilor:
• vagonete de la 0,36 - 3 m^3; vagonete transport personal; vagonete transport lemn; vagonete transport exploziv • celule de flotaţie de 1 - 5,7 m^3 • instalaţii de semnalizare pentru transportul pe verticală • instalaţii de blocare a maşinilor de extracţie • instalaţii pentru protecţia compresoarelor de 15, 30 şi 45 m^3 • agitatoare mecanice, electrolizoare • maşini de perforat cu un braţ • dispozitive de încărcat găuri cu explozivi • hidrospălătoare.

PRODUCE piese de schimb pentru utilaje miniere şi de preparare.

EXECUTA reparaţii capitale la locomotivele de mină • reparaţii curente la utilaje de preparare (în uzină şi la furnizori).



U.U.M.R. CRISCIOR, str. Uzinei nr. 1, telefon 51408, 51407
Cont 30.12.7.30.01 B.N.R.S.R. - Brad

QUARTZ GRANULES - I

1. Quality:
   SiO_2 - min. 96%
   Fe_2O_3 - max. 0,5%
   granulation - 0,5-3 mm, 5% tolerance
2. Use: water treatment and filtering plants
3. Packing: paper bags contained in polyethylene bags of cca 50 kg

QUARTZ GRANULES - II

1. Quality:
   SiO_2 - min. 98,5%
   Fe_2O_3 - max. 0,3%
   granulation 1. 0,5-2 mm
   0,5-3 mm
   2. 4-9 mm
   3. 9-15 mm
2. Use: the chemical and metalworking industry
3. Packing: paper bags contained in polyethylene bags

MICA POWDER

1. Quality:
   SiO_2 - max. 48%
   Fe_2O_3 - max. 4,2%
   humidity - 1% at loading
   granulation - 2 mm sieve residue, max. 2%
2. Use: welding electrodes production
3. Packing: 15-20 kg labelled paper bags

MICRONIZED ALABASTER

1. Quality:
   $CaSO_4 \cdot 2H_2O$ - min. 98%
   Fe_2O_3 - max, 0,1%
   Al_2O_3 - max. 0,1%
   finess of grinding: +0,04 - max. 0,1%
   degree of whiteness - min. 88,5%
2. Use: varnish, paint, abrasive material and glassware industry
3. Packing: 50 kg paper bags contained in polyethylene bags

GROUND FELDSPAR

1. Quality: 1 st grade 2nd grade

1. Quality:	1 st gr.	2nd gr.	3rd grade
SiO_2	69,48%	68,55%	70,73%
Al_2O_3	17,20%	16,56%	16,25%
Fe_2O_3	0,21%	0,38%	0,42%
CaO	0,89%	0,95%	1,26%
MgO	.0,55%	0,55%	0,75%
K_2O	3,52%	3,25%	3,65%
Na_2O	6,15%	6,05%	5,15%
Calcination losses:	0,46%	0,65%	0,65%
Granulation: 0,09 mm sieve residue:	52%	46%	36%

2. Use: the glassware and ceramic industry
2. Packing: paper bags of 50 kg

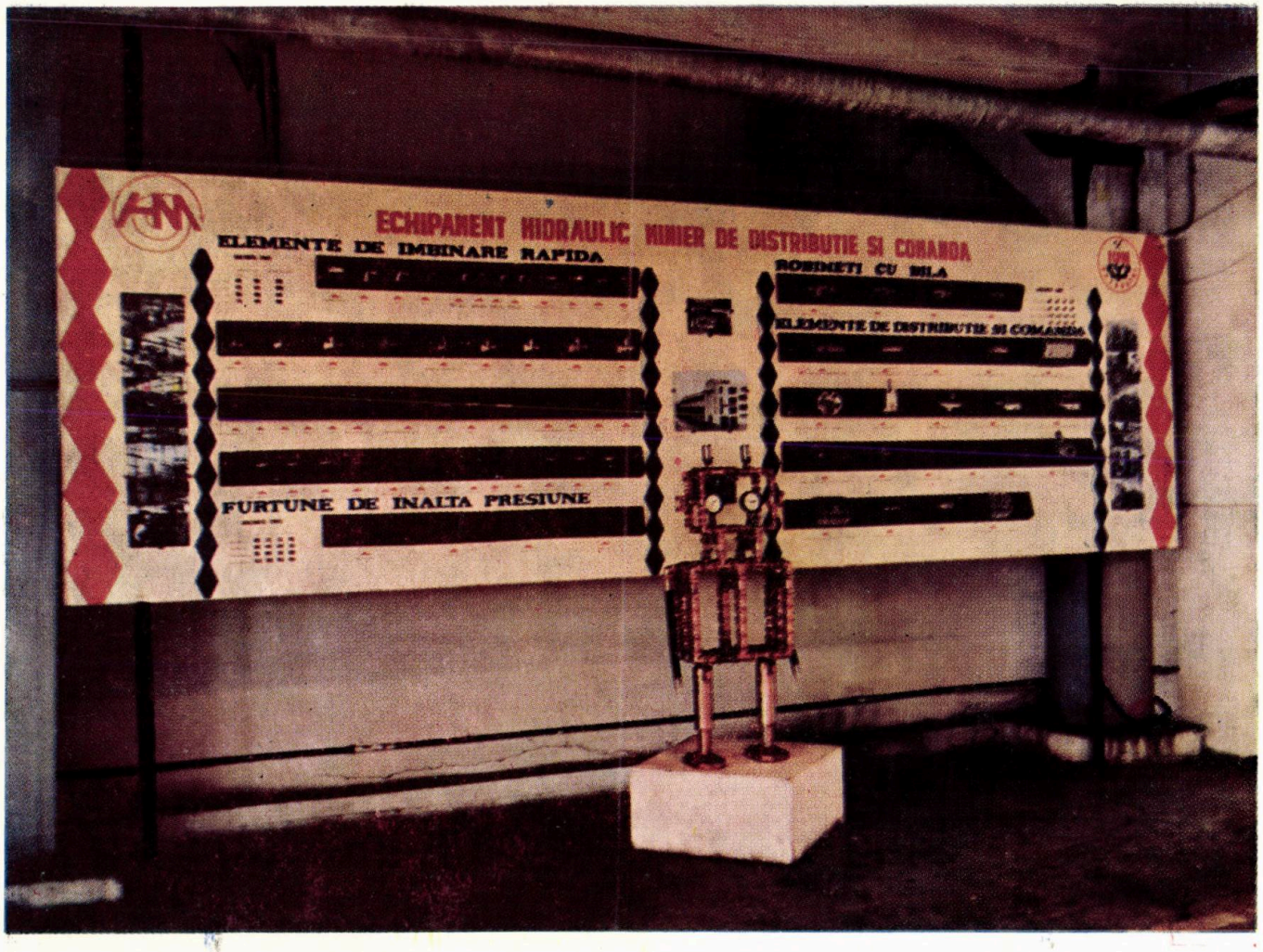
CENTRALA SARII SI NEMETALIFERELOR
BUCURESTI - ROMANIA, CALEA VICTORIEI 220, SECTOR 1

THE MINING MINISTRY

CSNB

THE CENTRAL FOR SALT AND NON-METALLIC MINERALS BUCHAREST

INTREPRINDEREA DE UTILAJ MINIER PETROSANI



I.U.M. PETROSANI - str. Republicii 1, cod 2675, telefon 42820

PRODUCE:

1988 MAR 4

UTILAJE DE SUSTINERE MECANIZATA A ABATAJELOR DE CARBUNE:
- pentru strate groase: tip SMA-1 şi SMA-2;
- pentru strate subţiri: tip SMA-PH-1 şi SMA-PH-2;

UTILAJE DE TAIERE MECANIZATA A CARBUNELUI IN ABATAJE:
- combina pentru tăiere în lignit tip CA-1;
- combina cu atac frontal tip CA-2;

FOREZA ELECTROHIDRAULICA TIP MHF-45;

UTILAJE DE TRANSPORT PE VERTICALA;

ECHIPAMENT HIDRAULIC MINIER DE COMANDA;

ECHIPAMENT ANTIGRIZUTOS DE COMANDA ELECTRICA.

E 1445

04

66

MINE
PETROL
GAZE

BUCUREȘTI – ROMÂNIA ★ Vol. 39, februarie 1988 2

INSTITUTUL DE CERCETARI, INGINERIE TEHNOLOGICA SI PROIECTARI MINIERE PENTRU HUILA PETROSANI EFECTUEAZA:

- cercetari privind exploatarea, prepararea şi industrializarea cărbunelui;
- proiecte tehnologice şi documentaţii tehnico-economice pentru obiective de investiţii privind exploatarea, prepararea şi industrializarea cărbunelui, dezvoltarea unităţilor de fabricare şi reparaţii ale utilajelor miniere;
- cercetări şi proiecte privind mecanizarea şi automatizarea minelor, modernizarea şi asimilarea utilajelor specifice industriei cărbunelui;
- colaborări cu uzine constructoare de maşini din ţară şi străinătate privind adaptarea utilajului minier la condiţiile specifice din Valea Jiului;
- cercetări şi proiectări privind cooperarea externă în domeniul extracţiei şi preparării cărbunelui.

ICIT PMH Petroşani, str. Mihai Viteazu nr. 3, cod 2675, judeţul Hunedoara.

MINE, PETROL ŞI GAZE

ORGAN AL MINISTERULUI MINELOR ŞI AL MINISTERULUI PETROLULUI

ANUL XXXIX

Nr. 2 1988

CUPRINS

Caramete, V., Cocora, Şt., Popescu, P. **Creşterea eficienţei de protecţie a zonelor denivelate la exploatarea stratelor groase de cărbune din bazinul Valea Jiului.** . 57

Fotă, D. **Influenţa exercitată asupra stabilităţii versanţilor în exploatarea în subteran a lignitului** 64

Petrescu, G., Ilincioiu, D., Păsărin, C., Plăvicheanu, D. **Susţinere inelară cu zonele de suprapunere a profilelor deplasate** 68

Vasile, Gh. **Rolul criteriilor economice în stabilirea oportunităţii aplicării metodelor de exploatare în subetaje** 71

Constantinescu, I., Darabont, Al., Ciodaru, M. **Mentenanţa maşinilor şi instalaţiilor din industria minieră (I)** 78

Rusu, M. A., Bucur, N., Duda, G. **Unele date toxicologice cu privire la spumanţii de flotaţie AGF-200 şi şi AGF-250** 84

Dorobanţu, N. **Stabilizarea ţiţeiului prin destindere în vacuum, încălzire şi stripare cu gaze (II)** . . . 86

Petcu, D., Lăpădat, I. **Evaluarea presiunii medii la zăcămintele exploatate în regim de gaze dizolvate** 93

Georgescu, O., Ionescu, P., Ivăşcan, Şt. **Coroziunea oţelurilor inoxidabile austenitice cu conţinut de ferită în acizi dicarboxilici** 97

Horvath, Al. **Modificarea capacităţilor de transport gaze ale conductelor magistrale în funcţie de modificările presiunilor iniţiale şi finale** 102

COLEGIUL DE REDACŢIE

Preşedinte: ing. **Vasile-Gheorghe Scripăţ-Florescu**; *vicepreşedinţi:* dr. ing. **Gheorghe Aldea** şi ing. **Traian Cojocaru**; *membri:* ing. **Teodor Boru**, ing. **Gheorghe Boteanu**, ing. **Alexandru Butac**, ing. **Minea Ene**, prof. dr. ing. **Dumitru Fodor**, dr. ing **Iancu Geangălă**, ing. **Gheorghe Giuclea**, ing. **Ion Gâf-Deac**, dr. ing. **Mircea Guran**, ing. **Ion Mărăscu**, ing. **Ion Mitrea**, dr. ing. **Florea Neagu**, ing. **Nicolae Pantilie**, ing. **Mircea Refec**, ing. **Aurel Sandu**, dipl. univ. **Elena Vrânceanu**, *redactor.*

REZUMATE

C.Z. 622.273.212

Caramete, V., Cocora, Ş t., Popescu, P. *Creşterea eficienţei de protecţie a zonelor denivelate la exploatarea stratelor groase de cărbune din bazinul Valea Jiului*

Din calculele efectuate pe baza rezultatelor cercetărilor de laborator, privind creşterea gradului de etanşare a rocilor surpate şi saturate cu cenuşă de termocentrală, comparativ cu rambleul hidraulic, rezultă că este suficient a se realiza o fişie de rambleu din cenuşă sau spaţiul prăbuşit saturat cu cenuşă de 1 m lăţime, care să asigure un grad de etanşare echivalent unei fişii de rambleu de 10 m lăţime.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 2, 1988

C.Z. 622.831 :622.839 :517

Fotă, D. *Influenţa exercitată asupra stabilităţii versanţilor în exploatarea în subteran a lignitului*

După ce se arată modul în care alunecarea versanţilor de pe conturul albiilor de scufundare influenţează mărimea unghiurilor de influenţă la suprafaţă a exploatării în subteran a lignitului, se prezintă metodologia de calcul a acestor unghiuri şi se dau două exemple din practica minieră.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 2, 1988

C.Z. 831.24 :622.283.6

Petrescu, G. ş. a. *Susţinere inelară cu zonele de surpare a profilelor deplasate*

Se analizează comportarea unei structuri la care zonele de surpare a celor patru arce de cerc respectă simetria faţă de diametrele specificate, dar sînt decalate astfel încît centrele lor nu mai sînt situate pe bisectoarele celor patru cadrane.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 2 ,1988

C.Z. 622.274.53(003)

Vasile, Gh. *Rolul criteriilor economice în stabilirea oportunităţii aplicării metodelor de exploatare în subetaje*

După unele aprecieri cu caracter general privind gradul de extindere a metodelor de exploatare cu subetaje, autorul analizează, din punct de vedere economic, metodologia de aplicare a metodei de exploatare pentru o zonă restrînsă şi pentru un zăcămînt întreg. Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 2, 1988

C.Z. 658.581 :622.012.7

Constantinescu, I., Darabont, A., Ciodaru, M. *Mentenanţa maşinilor şi instalaţiilor din industria minieră (I)*

Autorii prezintă metoda de întreţinere în funcţie de starea maşinilor şi a instalaţiilor şi, în special, de controlul permanent al vibraţiilor care pot constitui o sursă importantă de economisire a unor fonduri de întreţinere şi permit mărirea duratei de utilizare a instalaţiei.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 2, 1988

C.Z. 622.87 :615.9

Rusu, M. A., Bucur, N., Duda, G. *Unele date toxicologice cu privire la spumanţii de flotaţie AGF-200 şi AGF-250*

Din experimentările efectuate de autori, a reieşit că spumantul AGF-200 este netoxic, iar spumantul AGF-250 este ,,slab toxic", fapt ce permite utilizarea lor în unităţile de flotaţie, avînd calităţi comparabile cu spumanţii din import, pe care îi pot înlocui cu succes.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 2, 1988

C.Z. 622.69

Dorobanţu, N. *Stabilizarea ţiţeiului prin destindere în vacuum, încălzire şi stripare cu gaze (II)* Mine, Petrol, şi Gaze vol. 39, nr. 2, 1988

C.Z. 622.276.4

Petcu, D., Lăpădat, I. *Evaluarea presiunii medii la zăcămintele exploatate în regim de gaze dizolvate*

Se prezintă un model numeric de evaluare a presiunii medii de zăcămînt, pe baza ecuaţiei de bilanţ, la zăcămintele de ţiţei nesaturat, fără cupolă primară de gaze şi cu acvifer inactiv, a căror presiune medie a scăzut sub presiunea de saturaţie şi care dispun de istoricul de exploatare, respectiv de variaţia în timp a debitelor de ţiţei şi gaze extrase. Rezervele iniţiale de ţiţei se consideră a fi cunoscute. Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 2, 1988

C.Z. 620.193 :622.692.4

Georgescu, O., Ionescu, P., Ivăşcan, Şt. *Coroziunea oţelurilor inoxidabile austenitice cu conţinut de ferită în acizi dicarboxilici*

Autorii prezintă aspecte cu privire la influenţa conţinutului de ferită din oţelurile inoxidabile austenitice W 1.4550 şi W 1.4571 asupra comportării la coroziune în soluţii apoase de acizi dicarboxilici alifatici. În urma testelor efectuate prin metodele gravimetrică şi potenţiodinamică se constată creşterea vitezei de coroziune cu mărirea conţinutului de ferită. Densitatea curentului de pasivareeste mai mică şi domeniul de pasivare mai extins la oţelu' cu procent mai mic de ferită decît la cel cu procent mare de ferită.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 2, 1988

CONTENTS

C.Z.622.273.212

Caramete, V., Cocora, Şt., Popescu, P. *A better efficiency in protecting the uneven areas, when mining the thick coal seams in the Jiu Valley basin*

According to the calculations based on the laboratory research work regarding a better tightness of the caved in, ash dilluted rocks as compared to the hydraulic back-filling, results that it is enough to work out an ash back-filling strip or an ash dilluted caved in space 1 m high, which brings about the equivalent tightness of a back-filling strip 10 m high.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 2, 198[8]

C.Z. 622.831 :622.839 :517

Fotă, D. *The influence of underground lingite mining on slope stability*

After presenting the way in which slope sliding along the sinking river-bed contour affects the surface angles of influence of an underground lignite mine, the article gives the method for the calculation of these angles and two examples from the practice of the mining industry.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 2, 1988

C.Z. 622.831.24 :622.283.6

Petrescu, G. et al. *Ring support and the caved-in areas of displaced profiles*

The article analyses the behaviour of a structure where the caved in areas of the four arcs observe the symetry to the specified diameters, but are spaced so that their centrs are no longer placed on the bisecting lines of the four quadrants.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 2, 1988

C.Z. 622.274.53(003)

Vasile, G h. *The importance of economic criteria in assessing the oportunity of applying the sublevel cave-in method*

After making some general remarks on the larger scale use of the sublevel cave-in method, the author makes an economic analysis of the way in which the method is used for the mining of a restricted area and for an entire deposit.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 2, 1988

C.Z. 658.581 :622.012.7

Constantinescu, I., Darabont, A., Ciodaru, M. *The maintenance of the equipment and installations used in the mining industry (I)*

The authors present the maintenance method depending on the condition of the equipment and installations and especially on the permanent control of the vibrations, which represents an important maintenance fund saving source and allows for a longer life of the installation.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 2, 1988

C.Z. 622.87 :615.9

Rusu, M. A., Bucur, N., Duda, G. *Some toxicological data regarding the flotation froths AGF-200 and AGF-250*

According to the experiments made by the authors, the AGF-200 froth is not toxic and the AGF-250- froth is „slightly toxic", which allows for their utilization in flotation plants, having qualities comparable to the imported froths, which they can successfully replace.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 2, 1988

C.Z. 622.69

Dorobanţu, N. *The stabilisation of crude oil by vacuum expansion, heating and gas stripping (II)*

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 2, 1988

C.Z. 622.276.4

Petcu, D., Lăpădat, I. *The production data assessment of the average pressure of deposits exploited with dissolved gases*

The authors present a numerical model for the assessment of the average pressure, on the basis of the balance equation of unsaturated oil deposits, without primary gas vault and inactive aquiferous, whose average pressure decreased under the saturating pressure and for which there are historical exploitation data, regarding the time variation of extracted oil and gas flow. The initial oil resources are considered to be known.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 2, 1988

C.Z. 620.193 :622.692.4

Georgescu, O., Ionescu, R., Ivăşcanu, Şt. *The corrosion of austenitic ferrite and dicarboxilic acids stainless steel*

The authors present aspects regarding the influence of the ferrite content in austenitic stainless steel W 1.4550 and W 1.4571 on their behaviour to corrosion in watery solutions of alifatic dicarboxilic acids. Following tests performed by gravimetric and potentiodynamic methods, results the corrosion rate increases depending on the increase of the ferrite content. The density of the passivation current is lower and the passivation area greater for lower ferite content steel than or high ferrite content steel.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 2, 1988

СОДЕРЖАНИЕ

C.Z. 622.273.212

Карамете, В., Кокора, Шт., Попеску, П. *Повышение эффективности защиты нарушенных зон при эксплуатации мощных угольных пластов в бассейне Валя Жиулуй*

Из расчётов, осуществляемых на основе лабораторных исследований, в связи с повышением уровня уплотнения обрушенных и насыщённых металлургической золой пород, сравнительно с гидрозакладкой, следует что достаточно осуществление полосы закладки золой или насыщение золой на ширине I м завального пространства, которое обеспечивает такое же уплотнение как и бутовая полоса ширины 10 м.

Ключевые слова: защита, нарушенные зоны, эксплуатация, мощные пласты, бассейн Валя Жиулуй, закладка.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 2, 1988

C.Z. 622.831 :622.839 :517

Фотэ, Д. *Влияние подземной разработки лигнита на устойчивость откосов*

После описания влияния схода приконтурных откосов мульд опускания на размер угла влияния поверхности подземной разработки лигнита, представлены методика расчёта этих углев и два примера из горной практики.

Ключевые слова: влияние, подземная разработка, лигнит, расчёт, угол влияния, пример.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 2, 1988

C.Z. 622.831 :24.622.283.6

Петреску, Г. и др. *Кольцевая крепь с перемещенными зонами обрушения профилей*

Изучено поведение структуры для которой зоны обрушения четырех дуг окружности соблюдают симметрию к соответствующим диаметрам, но они смещены так, чтобы их центры не находятся на бисектрисе четырёх шкал.

Ключевые слова: кольцевая крепь, профиль, симметрия, диаметр.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 2, 1988

C.Z. 622.274.53(003)

Василе, Г. *Роль экономических критериев в установление своевременности применения подэтажных методов*

После некоторых общих оценок о расширении методов с подэтажной разработкой, автор анализирует с экономической точки зрения методику применения метода разработки как для небольшой зоны, так и для полного месторождения.

Ключевые слова: экономические критерии, подэтажные методы, экономическая точка зрения, месторождение.

Mine, Petrol ş Gaze, vol. 39, nr. 2, 1988

C.Z. 658.581 :622. 012.7

Константинеску, И., Дарабонт, А., Чёдару, М. *Техническое обслуживание машин и установок в горной промышленности (I)*

Авторы представляют метод для содержания в рабочем состоянии машин и установок в зависимости от их состояния и особенно от постоянного контроля вибрации, являющимися важным источником экономии некоторых фондов содержания и обеспечающимися рост срока службы установки.

Ключевые слова: техническое обслуживание, машины, установки, горная промышленность, метод.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 2, 1988

C.Z. 622.87 :615.9

Русу, М., Букур, Н., Дуда, Г. *Токсикологические данные о флотационных вспенивателях АГФ-200 и АГФ-250*

Из экспериментов, проведенных авторами следует, что вспениватель АГФ-200 нетоксичный, а вспениватель АГФ-250 слабо токсичный, то что разрешает их использование на обогатительных фабриках для замены импортных вспенивателей.

Ключевые слова: токсикологические данные, вспениватель, эксперимент, флотация.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 2, 1988

C.Z. 622.69

Доробанцу, Н. *Стабилизация нефти вакуумным расширением, отоплением и отгонкой легких фракций газами (II)*

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 2, 1988

C.Z. 622.276.4

Петку, Д., Лэпэдат, И. *Оценка среднего давления на месторождениях, эксплуатируемых в режиме растворимых газов*

Представлена числовая модель для оценки явления месторождения на основе балансового уравнения на ненасыщённых нефтяных месторождениях без первичной газовой куполы и с неактивным водоносным, среднее давление которых понизилось под влиянием давления насыщения, для которых бывает история эксплуатации, соответственно изменение во время производительности добываемых нефти и газов. Считается, что исходные нефтяные резервы известны.

Ключевые слова: оценка, среднее давление, месторождения, растворимые газы, насыщение, производительность.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 2, 1988

C.Z. 620.193 :692.4

Джорджеску, О., Ионеску, П., Ивэшкан, Ш т. *Коррозия нержавеющих аустенитовых сталей с содержанием феррита в дикарбоновой кислоте*

Авторы представляют влияние содержания в феррите нержавеющих аустенитовых сталей W 1.4550 и W 1.4571 над поведением на коррозии в водных растворах дикарбоновой жирной кислоты. Экспериментами, осуществленными гравиметрическим и потенциометрическим методами выявлено повышение скорости коррозии с повышением содержания в феррите. Плотность тока пассивации меньше и область пассивации шире на стале с меньшим содержанием в феррите, чем на стале с большим содержанием в феррите.

Ключевые слова: коррозия, нержавеющие стали, аустенит, эксперимент, методы.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 2, 1988

SOMMAIRE

C.Z. 622.273. 212

Caramete, V., Cocora, Ş t., Popescu, P. *L'augmentation de l'éfficience de la protection des zones dénivellées à l'exploitation des couches épaisses de charbon du bassin Valea Jiului*

Des calculs effectués en base des résultats des recherches de laboratoire, concernant l'augmentation du degré d'étanchéité des roches foudroyées et saturées avec du cendre provenant des centrales thérmiques comparativement avec le remblai hydraulique, résulte qu'il ne suffit pas de réaliser un épi de remblai en cendre ou l'éspace foudroyé saturé avec du cendre, avec une largeur de 1 m, qui assure un degré d'étanchéité equivalent avec un épi de remblai ayant 10 m en largeur.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 2, 1988

C.Z. 622.831 :622.839.517

Fotă, D. *L'influence exercée sur la stabilité des versants par l'exploitation souterraine du lignite*

Après avoir présenté le mode dans lequel le glissement des versants du contour des lits de subsidence influence la grandeur des angles d'influence à la surface de l'exploitation souterraine du lignite, on présente la méthodologie de calcul de ces angles et on donne deux examples de la pratique minière.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 2, 1988

C.Z. 622.831.24 :622.283.6

Petrescu, G. et al. *Soutènement en anneaux avec les zones de foudroyage des profils déplacés*

On analyse le comportement d'une structure à laquelle les zones de foudroyage des quatre arcs de cercle respectent la symmétrie envers les diamètres spécifiés ,mais ils sont décalés de telle manière que leurs centres ne sont plus situés sur les bissectrices des quatre cadrans.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 2, 1988

C.Z. 622.274.53(003)

Vasile, Gh. *Le rôle des critères économiques dans l'établissement de l'opportunité de l'application des méthodes de foudroyage par sous-étages*

Après certains critères généraux concernant le degré d'extension des méthodes de fondroyage par sous-étages l'auteur analyse de point de vue économique la méthodologie d'application de la méthode d'exploitation pour une zone restrainte et pour un gisement entier.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 2, 1988

C.Z. 658.581 :622.012.7

Constantinescu, I., Darabont, A., Ciodaru, M. *L'entretien des machines et des installations de l'industrie minière (I)*

Les auteurs présentent la méthode d'entretien en fonction de l'état des machines et des installations et, spécialement, du contrôle permanent des vibrations qui peuvent constituer une source importante d'économie de certains fonds d'entretien et permettent l'augmentation de la durée d'utilisation de l'installation.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 2, 1988

C.Z. 622.87 :615.9

Rusu, M., Bucur, N., Duda, G. *Quelques dates toxicologiques concernant les moussants de flotation AGF-200 et AGF-250*

Des experiments effectués par les auteurs a reserti que le moussant AGF-200 n'est pas toxique, tandis que le moussant AGF-250 est „faiblement toxique", ce qui permet leur utilisation dans les unités de flotation ayant des qualités comparables avec les moussants importés, qu'il peut remplacer avec du succès.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 2, 1988

C.Z. 622.69

Dorobanţu, N. *La stabilisation de la huile par la détention dans le vacuum, réchauffage et strippage (I)*

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 2, 1988

C.Z. 622.276.4

Petcu, D., Lăpădat, I. *L'évaluation de la pression moyenne dans le cas des gisement exploités en régime de gaz dissolus*

On présente un modèle numérique d'évaluation de la pression moyenne de gisement, en base de l'équation de bilan, dans les gisements de huile non-saturés, sans coupole primaire de gaz et avec un aquifère inactif, dont la pression moyenne s'est diminuée sous la pression de saturation qui disposent de l'histoire d'exploitation, respectivement de la variation temporelle des débits de huile et gaz extraits. Les réserves initiales de huile sont considerées comme déjà connues.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 2, 1988

C.Z. 620.193 :622.692.4

Georgescu, O., Ionescu, P., Ivăşcan, Şt. *La corrosion des aciers inoxydables austenitigues à contenu de ferrite en acides dicarboxyliques*

Les auteurs présentent des aspects concernant l'influence du contenu de ferrite des aciers inoxydables austenitiques W 1.4550 et W 1.4571 sur le comportement envers le corrosion dans des sollutions aquifères d'acides dicarboxyliques alifatiques. À la suite des testes effectués par les méthodes gravimétriques et potentiodynamiques on constate l'augmentation de la vitesse de corrosion avec l'augmentation du contenu de ferrite. La densité du courant de passivation est plus réduite et le domaine de passivation plus étendu dans le cas de l'acier à pourcentage plus réduit de ferrite que dans le cas de celui à pourcentage élevé de ferrite.

Mine, Petrol şi Gaze, nr. 2, 1988

INHALT

C.Z. 622.272.212

Caramete, V., Cocora, Şt., Popescu, P. *Die Erhöhung des Schutzgrades der unebenen Bereiche in dem Abbau der Kohlenflöze grosser Mächtigkeit aus dem Jiu Tal Revier*

Aus den auf Grund der Ergebnisse der Laboruntersuchungen durchgeführten Berechnungen bezüglich die Erhöhung des Dichtigkeitsgrades der niedergebrochenen und mit Kraftwerkaschen gesättigten Gesteine, im Vergleich mit dem Spülversatz, geht es hervor dass eine Versatzstrebe aus Aschen, oder das gestürtzte und mit Aschen auf 1 m Breite gesättigtes Raum ebenso einen Dichtungsgrad wie eine Versatzstrebe von 10 m Breite gewährleisten.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 2, 1988

C.Z. 622.831 :622.839 : 517

Fotă, D. *Die Einwirkung des untertägigen Lignitabbaues über die Stabilität der Abhänge*

Nachdem man den Einfluss der Abhangrutschungen der Berandung der Tauchrinnen über die Grösse der übertägigen Einflusswinkel des untertägigen Lignitabbaues zeigt, wird die Rechnungsmethodologie dieser Winkel vorgestellt und zwei Beispiele aus der bergmännischen Praxis werden gegeben.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 2, 1988

C.Z. 622.831.24 : 622.283.6

Petrescu, G. et al. *Ringausbau mit verlegten Zonen der Profile*

Überprüft wird das Verhalten einer Struktur in welcher die Bruchzonen der vier Kreisbögen die Symmetrie gegenüber die spezifizierten Durchmesser einhalten, aber derweise abgeschoben werden, dass ihre Zentren nicht mehr auf den Bisektrizes der vier Viertelkreise liegen.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 2, 1988

C.Z. 622.274.53 (003)

Vasile, Gh. *Die Rolle der wirtschaftlichen Kriterien in der Festlegung der Zwecksmässigkeit der Anwendung der Teilsohlenabbaumethode*

Nach einiger allgemeinen Betrachtungen betreffend die Verbreitung der Teilsohlenabbaumethoden, überprüft der Verfasser, aus einem wirtschaftlichen Sichtpunkt, die Anwendungsmethodologie dieses Abbauverfahrens für eine beschränkte Zone und für eine komplette Lagerstätte.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 2, 1988

C.Z. 658.581 : 622.012.7

Constantinescu, I., Darbont, A., Ciodaru, M. *Die Instandhaltung der Maschinen und Anlagen in der Bergbauindustrie (I)*

Die Verfasser stellen die Instandhaltungsmethode, von dem Zustand der Maschinen und Anlagen, und insbesondere, von der ständigen Kontrolle der Schwingungen abhängend, vor. Diese Methode ist eine wichtige Sparrungsquelle für die Instandhaltungskosten und dadurch kann die Nutzdauer der Anlagen erhöht werden.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 2, 1988

C.Z. 622.87 : 615.9

Rusu, M., Bucur, N., Duda, G. *Einige toxikologischen Angaben über die Flotationsschäumer AGF-200 und AGF-250*

Aus den durch die Verfasser durchgeführten Versuchen geht es hervor dass der AGF-200 Schäumer untoxisch und der AGF-250 „schwach toxisch" ist. Auf dieser Grundlage können diese in den Flotationsanlagen angewendet werden, weil sie zu den importierten Schäumern vergleichbaren Eigenschaften aufweisen, wobei sie diese erfolgreich ersetzen können.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 2, 1988

C.Z. 622.69

Dorobanţu, N. *Die Erdölstabilisierung durch Vakuumausdehnung, Erwärmung und Gasentoppen (II)*

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 2, 1988

C.Z. 622.276.4

Petcu, D., Lăpădat, I. *Die Einschätzung des durchschnittlichen Druckes in den mit gelöstem Gas gewonnenen Lagerstätten*

Vorgestellt wird ein numerisches Model für die Einschätzung des durchschnittlichen Lagerstättendruckes, auf Grund der Billanzgleichung, bei den ungesättigten Erdöllagerstätten, ohne primären Gasendom und mit unaktiver Wasserführung. Der durchschnittliche Druck dieser Lagerstätten hat sich unter dem Sättigungsdruck vermindert, wobei diese über einen Ausbeutungsbericht und, bzw. die zeitliche Schwankung der gewonnenne Erdöl-und Gasenmengen verfügt. Die ursprünglichen Erdölvorräte werden als bekannt betrachtet.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 2, 1988

C.Z. 620.193 : 622. 692. 4

Georgescu, O., Ionescu, P., Ivăşcan, Şt. *Die Korrosion der austenitischen rostfreien Stähle mit Ferritgehalt in Dikarbonsäuren*

Die Verfasser stellen verschiedene Aspekte betreffend den Einfluss des Ferritgehaltes der austenitischen rostfreien Stähle W 1.4550 und W 1.4571, über das Verhalten bei Korrosion in wässerigen Lösungen der aliphatischen Dikarbonsäuren, vor. Folge der durch die gravimetrische und potentio-dynamische Methoden durchgeführten Versuche wird die Erhöhung der Korrosionsgeschwindigkeit gleichzeitig mit der Erhöhung des Ferritgehaltes festgestellt. Die Dichte des Passivierungsstromes ist geringer und das Passivierunsbereich breiter bei der Stahl mit einem geringeren Prozentsatz von Ferrit als bei der, mit einem höheren Prozentsatz von Ferrit.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 2, 1988

Creşterea eficienţei de protecţie a zonelor denivelate la exploatarea stratelor groase de cărbune din bazinul Valea Jiului

Ing. V. Caramete, sing. Şt. Cocora, sing. P. Popescu
Institutul de cercetări, inginerie tehnologică şi proiectări miniere pentru huilă Petroşani

În procesul de exploatare a stratelor de cărbune, apariţia denivelărilor este inerentă, acestea fiind cauzate de o multitudine de factori legaţi, în principal, de condiţiile geologo-miniere şi de programele de exploatare, fapt pentru care, prin normele şi normativele în vigoare, sînt precizate măsurile ce trebuie luate la exploatarea zonelor denivelate pentru prevenirea focurilor endogene şi asigurarea protecţiei zăcămîntului.

Prin creşterea gradului de înzestrare tehnică a abatajelor, s-au impus şi se impun măsuri corespunzătoare pentru protejarea zonelor denivelate în vederea prevenirii autoaprinderii cărbunelui. În acest domeniu, în perioada ultimilor zece ani, pe lîngă procedeele de protecţie definitivate de-a lungul timpului, pe linie de cercetare şi tehnică de producţie au fost elaborate şi aplicate noi procedee, acestea vizînd, în principal, folosirea de materiale inerte sau materiale antipirogene, precum şi de substanţe spumante, urmărindu-se crearea unui masiv de roci surpate sau rambleu cît mai compact (etanş) şi respectiv cu un grad de permeabilitate la aer cît mai scăzut.

În anul 1986, protecţia zonelor cu o denivelare mai mare de două felii s-a realizat cu: rambleu hidraulic la 9 zone — 24%; rambleu hidraulic completat cu cenuşă de termocentrală la 5 zone — 13%; rambleu manual şi cenuşă la 4 zone — 10%; cenuşă de termocentrală (înnămolire) la 20 zone — 53%. Pentru creşterea gradului de etanşare, la 23% din zonele de denivelare, pe lîngă rambleu, s-a intervenit cu adaos de cenuşă introdusă pe cale hidraulică prin instalaţiile de înnămolire. Astfel, din totalul zonelor de taluz, la peste 75% s-a utilizat adaosul de cenuşă de termocentrală.

Creşterea gradului de etanşare prin adaos de cenuşă atît a masivului de rambleu, cît şi a zonelor surpate, a fost pusă în evidenţă pe cale practică în urma experienţei acumulate în bazin prin folosirea procedeului de înnămolire cu cenuşă de termocentrală la prevenirea şi combaterea focurilor endogene, crearea de zone de izolare, rambleierea cu cenuşă a unor lucrări miniere etc.

Pentru determinarea eficienţei privind gradul de etanşare prin procedeele de protecţie aplicate în prezent şi perfecţionarea acestora în etapele următoare, au fost efectuate cercetări de laborator şi măsurări instrumentale pentru stabilirea parametrilor ce caracterizează gradul de etanşare la circulaţia curenţilor de aer.

Cercetările de laborator în domeniul menţionat au fost efectuate în colaborare cu Centrul de cercetări, inginerie tehnologică şi proiectări pentru securitate minieră Petroşani, pe standul din dotarea laboratorului aeraj-metan-focuri.

Condiţiile de încercare pe stand şi rezultatele măsurărilor sînt redate în tabelul 1.

Analizînd rezultatele prezentate în tabelul 1, observăm că debitul specific de aer care se scurge prin rambleul uscat (spaţiul prăbuşit) este de 16 ori mai mare decît prin rambleul hidraulic şi de circa 1 390 ori mai mare decît prin spaţiul prăbuşit şi saturat cu cenuşă de termocentrală.

Rezultatele încercărilor pe stand, în condiţii de laborator, realizate astfel încît acestea să

Tabelul 1

Denumirea procedeului de protecţie	Debitul de aer, Q_s, $m^3/min \cdot m^2$	Coeficient de permeabilitate, k, $m^5/s^2 \cdot kg$	Observaţii
Rambleu uscat (spaţiu prăbuşit)	$5\,200 \cdot 10^{-4}$	$3{,}755 \cdot 10^{-5}$	
Rambleu hidraulic	$340 \cdot 10^{-4}$	$1{,}60 \cdot 10^{-7}$	În prima zi după punerea în stand
	$400 \cdot 10^{-4}$	$2{,}21 \cdot 10^{-7}$	La 11 zile după punerea în stand
Spaţiu exploatat şi prăbuşit, saturat cu cenuşă de termocentrală	$3{,}75 \cdot 10^{-4}$	$1{,}95 \cdot 10^{-11}$	În prima zi după punerea în stand
	$3{,}95 \cdot 10^{-4}$	$2{,}16 \cdot 10^{-11}$	La 20 zile de la punerea în stand

fie comparabile pentru grupele de condiţii enunţate anterior, au permis formarea unei imagini privind gradul de etanşare a rocilor din spaţiul exploatat şi respectiv coeficientul de permeabilitate la trecerea curenţilor de aer. Valorile absolute măsurate şi determinarea analitică a parametrilor corespund condiţiilor în care au fost efectuate încercările, acestea însă — în condiţii de mină (presiune minieră, climat etc.) — se pot modifica în limite largi, dar proporţionalitatea dintre procedeele menţionate se păstrează.

A doua grupă de cercetări de laborator a urmărit stabilirea unor elemente legate de modul de depunere în spaţiul exploatat a cenuşii de termocentrală.

La introducerea pulpei de cenuşă în spaţiul exploatat, granulele de cenuşă se depun pe vatra lucrării, respectiv se sedimentează pe măsura reducerii vitezei de curgere sub viteza critică şi, ca urmare, particulele grosiere se depun mai repede, iar cele fine sînt antrenate pe distanţe mai mari. Însăşi masa de rocă surpată constituie un ecran filtrant, atît prin absorbţia apei din pulpă, cît şi prin filtrarea acesteia, respectiv reţinerea particulelor sterile. Astfel, pe măsura creşterii gradului de compactare a masivului de rocă surpată, precum şi a mărunţirii materialului steril, se modifică şi mecanismul de sedimentare, influenţînd panta hidraulică de depunere.

Pe considerentele menţionate, au fost efectuate o serie de cercetări de laborator orientate în direcţia stabilirii mărimii pantei hidraulice de curgere a pulpei în spaţiul exploatat, precum şi încercări de modificare a acesteia, în scopul reţinerii cenuşii pe zona denivelată sau cît mai aproape de aceasta, pentru creşterea gradului de etanşare a masivului de rocă la contactul cu cărbunele.

Cercetările au fost efectuate pe un strat construit în acest scop, în care s-a realizat simularea condiţiilor de exploatare, în felii orizontale a stratului 3 de cărbune.

Încercările efectuate în stand au urmărit:

a—stabilirea pantei hidraulice de curgere a pulpei în spaţiul exploatat şi a modului de sedimentare a cenuşii;

b—umplerea spaţiului exploatat cu cenuşă în cazul modificării geometriei feliei;

c—reţinerea cenuşii din pulpă cu folosirea de ecrane de filtrare montate pe elementele de susţinere ale abatajului;

d—modificarea pantei hidraulice prin adaos de spumant în pulpa de înnămolire.

Urmărirea desfăşurării proceselor în stand s-a făcut prin observaţii vizuale şi măsurări directe.

Încercările de laborator pe stand au pus în evidenţă următoarele elemente:

— prin transmiterea pulpei de cenuşă în spaţiul exploatat, sensul de curgere al acesteia este linia de cea mai mare pantă şi de minimă rezistenţă;

— în spaţiul exploatat şi prăbuşit, panta hidraulică de depunere a cenuşii este cuprinsă între 4—6°, aceasta modificîndu-se în funcţie de gradul de compactare şi mărunţirea rocilor;

— depunerea cenuşii se face de jos în sus, cu umplerea în prima etapă a zonelor cu cote minime şi în straturi succesive;

— prin intrarea în repaus a granulelor şi sedimentarea acestora, excesul de apă ce depăşeşte umiditatea de saturaţie se ridică peste stratul de cenuşă depus; astfel, nivelul apei se poate ridica la transmiterea repetată de pulpă, pînă la deversarea sau scăderea acestuia prin filtrare;

— prin modificarea geometriei vetrei feliilor orizontale se pot crea condiţii favorabile de umplere a zonei de taluz cu cenuşă;

— nivelul cenuşii în spaţiul exploatat mai poate fi ridicat şi stabilizat prin folosirea de construcţii de reţinere şi filtrare (diguri, ecrane filtrante).

Elementele puse în evidenţă pe calea cercetărilor de laborator, precum şi experienţa acumulată în bazin pînă la etapa actuală au orientat cercetările în elaborarea de scheme şi tehnologii care să conducă la o protecţie mai eficientă a zonelor denivelate (taluzuri de cărbune).

Pornind de la faptul că prin introducerea de cenuşă în spaţiul exploatat (înnămolire sau rambleu) creşte considerabil gradul de etanşare împotriva circulaţiei curenţilor de aer, soluţiile tehnice analizate trebuie să asigure saturarea cît mai ridicată cu cenuşă a zonelor, precum şi cuprinderea cît mai completă a acestora şi, pe cît posibil, să nu stînjenească desfăşurarea procesului de producţie din abataj.

Pentru a răspunde cerinţelor de bază menţionate, este necesară îmbinarea parametrilor de sedimentare şi reţinere a cenuşii cu elemente geometrice specifice metodelor de exploatare şi adaptarea acestora în limite favorabile.

Soluţiile tehnice şi schemele de protecţie a zonelor denivelate, care să asigure depunerea cenuşii pe taluz atît cu menţinerea geometriei, cît şi prin modificarea geometriei spaţiului exploatat, folosind pentru pregătirea şi transportul pulpei de cenuşă instalaţiile actuale sau instalaţii perfecţionate, se prezintă în mod succint în continuare.

I. Scheme de izolare prin saturarea cu cenuşă a spaţiului exploatat şi prăbuşit

1. *Schema de izolare cu folosirea ecranului de reţinere şi filtrare montat pe elementele de susţinere (fig. 1)*

Introducerea de cenuşă în spaţiul exploatat se prevede a se face prin instalaţiile de înnămolire, însă pentru reţinerea acesteia pe zona

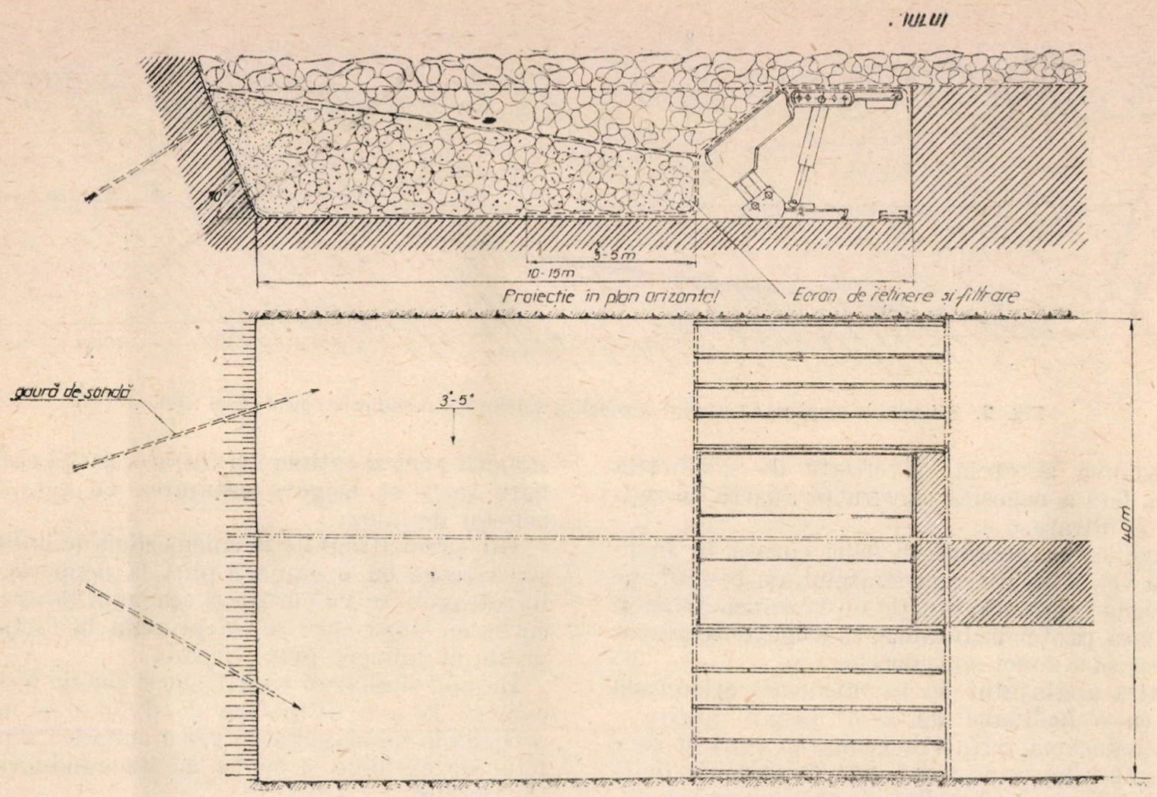


Fig. 1. Schema de umplere cu cenușă a zonei de taluz prin utilizarea ecranului de reținere și filtrare.

de taluz se prevede utilizarea unui ecran de reținere și filtrare.

Ecranul de reținere și filtrare se execută din spațiul de lucru al abatajului și se reazemă pe elementele de susținere, trebuind să constituie un prag în calea deplasării pulpei de cenușă și, prin reținerea particulelor solide, să faciliteze creșterea nivelului depunerilor și saturarea cu cenușă a spațiului exploatat. Pentru realizarea unui asemenea ecran se prevede atașarea la plasa din tavanul abatajului, care are rol de rezistență și separare, a noi elemente care să îndeplinească funcțiile de reținere a materialului solid și filtrarea apei, dar care să se înscrie în tehnologia uzuală de construire a tavanului artificial din plasă atît în condițiile susținerii mecanizate, cît și ale susținerii cu stîlpi metalici individuali.

În sensul celor de mai sus, s-a conceput o construcție formată din țesătură textilă și reziduuri de viscoză așezate corespunzător pentru a asigura filtrarea, executate în panouri care să permită montarea în abataj, unde va trebui să asigure continuitatea pe întreaga lungime a frontului, cuprinzînd și zonele extreme ale acestuia.

După realizarea distanței necesare și executarea ecranului de reținere și filtrare, se oprește activitatea de abataj și se trece la introducerea pulpei de cenușă în zonă, fie prin tuburi pierdute, fie prin găuri de sondă, soluție care este mai indicată.

În tot timpul transmiterii pulpei de cenușă în zonă, în abataj se va asigura o supraveghere riguroasă privind etanșarea ecranului și modul de reținere și filtrare.

Vatra abatajului va avea o înclinare de 3—5° înspre preabatajul de la culcuș, pentru scurgerea apei în procesul de filtrare.

Schema menționată permite realizarea unui nivel controlat de cenușă în zona de taluz, care se poate adapta după necesități în timpul executării. Realizarea ecranului de reținere și filtrare necesită un volum apreciabil de manoperă și materiale care ridică nivelul costurilor cu circa 20%.

În timpul transmiterii pulpei de cenușă, abatajul va trebui să staționeze pe perioade relativ lungi, în funcție de volumul de cenușă ce trebuie introdus și de capacitatea instalației de pregătire și transmitere a pulpei.

2. *Schema de izolare cu cenușă de termocentrală prin modificarea geometriei feliei (fig. 2)*

Principiul de bază al acestei scheme constă în saturarea cu cenușă a spațiului prăbușit între taluz și abataj și reținerea cenușii prin se-

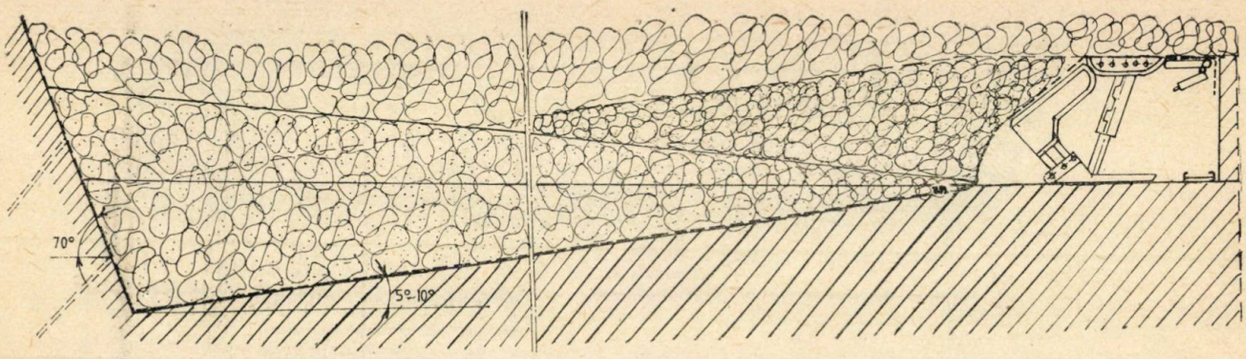


Fig. 2. Schema de umplere cu cenușă a zonei de taluz prin modificarea geometriei feliilor.

dimentarea acesteia, favorizată de geometria zonei, fără a necesita construcții aparte de reținere și filtrare.

Modificarea geometriei feliei constă în înclinarea vetrei pe direcția stratului, cu 5—10°, pe o lungime care, în funcție de grosimea feliei și mărimea pantei hidraulice, să asigure saturarea cu cenușă a zonei considerate.

Vatra abatajului se va menține orizontală sau cu o înclinare de 3—5° înspre culcuș.

Introducerea pulpei de cenușă în zonă se face prin găuri de sondă sau conducte pierdute de la instalațiile de înnămolire, după trecerea abatajului de punctul cu cota maximă.

În timpul înnămolirii zonei se va urmări evacuarea apei, iar procesul se va întrerupe la apariția apei cu cenușă în preabatajul de la culcuș.

Evacuarea apei se va face prin preabatajul direcțional de la culcuș, fapt pentru care aceasta se va menține în stare curată și va avea o pantă de 3—5° spre suitor.

Tehnologia menționată se poate aplica la extragerea feliilor orizontale cu abataje-cameră sau abataje frontale, indiferent de modul de susținere și de construire a tavanului artificial deoarece acestea nu impun modificări ale tehnologiei de lucru în abataj.

Schema menționată asigură umplerea zonei cu cenușă fără a aduce modificări esențiale tehnologiei de exploatare; transmiterea cenușii în zonă se realizează cu instalațiile obișnuite, iar pentru reținere și filtrare nu sînt necesare construcții speciale.

Pentru modificarea geometriei vetrei este necesar ca lucrările de geometrizare să fie conduse topografic pe bază de program.

Nivelul cheltuielilor pentru depunerea în spațiul exploatat a 1 m³ cenușă sedimentată se menține în limitele obișnuite ale procesului de înnămolire

3. *Schema de umplere cu cenușă a zonei de taluz cu folosirea de construcții de reținere și filtrare (fig. 3)*

Soluțiile tehnice constau în adaptarea geometriei spațiului exploatat și folosirea de construcții pentru reținere și filtrare, astfel combinate, încît să asigure saturarea cu cenușă a zonelor de taluz.

Din preabatajul de la culcuș zona de hotar se va extrage cu o cameră pînă la acoperiș, iar în retragere se va curăța și amenaja taluzul de cărbune, după care se va proceda la dirijarea presiunii miniere prin surpare.

În mod similar se va extrage și cea de-a doua cameră la care — înainte de dirijare — se va proceda la bandajarea cu plasă metalică a peretelui de cărbune și se va monta conducta de înnămolire.

Pentru uniformitatea umplerii cu cenușă a zonei și evacuarea cît mai completă a apei este indicat ca vatra camerelor să aibă o înclinare de 3—5° spre culcuș.

După extragerea zonei menționate, în preabatajul direcțional — la distanță de 3—4 m — se execută un baraj (dig) de reținere și filtrare, care se va încastra corespunzător în vatră și pereți. Barajul are rolul de reținere a pulpei și este indicat să fie cît mai etanș.

Filtrarea apei din spatele barajului se va face prin filtre tubulare fixate în acesta, începînd de la vatră, și dispuse pe verticală la distanța de circa 0,5 m. Filtrele constau din conducte perforate și prevăzute cu înveliș filtrant din țesătură textilă și vată de viscoză.

Conductele de filtrare vor fi prevăzute cu dispozitive de închidere (ventile, blinduri, dopuri etc.), în vederea racordării acestora la o conductă de captare pentru evacuarea dirijată prin lucrări miniere.

Pulpa de cenușă se va introduce fie prin găuri de sondă, fie prin conducte montate între ultimul rînd de stîlpi și peretele de cărbune.

Urmărirea procesului de umplere se va face la digul de reținere și filtrare și — în funcție de nivelul pulpei la acesta — se va ordona pornirea și oprirea instalației.

Cenușa, chiar cu o umiditate ridicată pînă la saturație, împreună cu rocile surpate din tavan, precum și separarea zonei cu covoare de plasă reduc mobilitatea amestecului și, la încetarea scurgerii apei prin filtre, se va putea

trece la demontarea digului și reluarea lucrărilor de abataj. Stabilirea perioadei optime de timp se va face pe cale experimentală.

Tehnologia prezentată poate fi aplicată la abatajele-cameră transversale, precum și la abatajele frontale. Aceasta asigură saturarea zonei cu cenușă și cuprinderea integrală a acesteia, necesitînd cheltuieli care conduc la scumpirea cu 5—10% a unui m³ de cenușă sedimentată.

Ca dezavantaje se menționează : oprirea temporară a frontului de abataj, dezechiparea elementelor de susținere și a celor de transport pe perioada transmiterii pulpei în zonă, precum și consumul de muncă suplimentar pentru executarea construcției de reținere și filtrare.

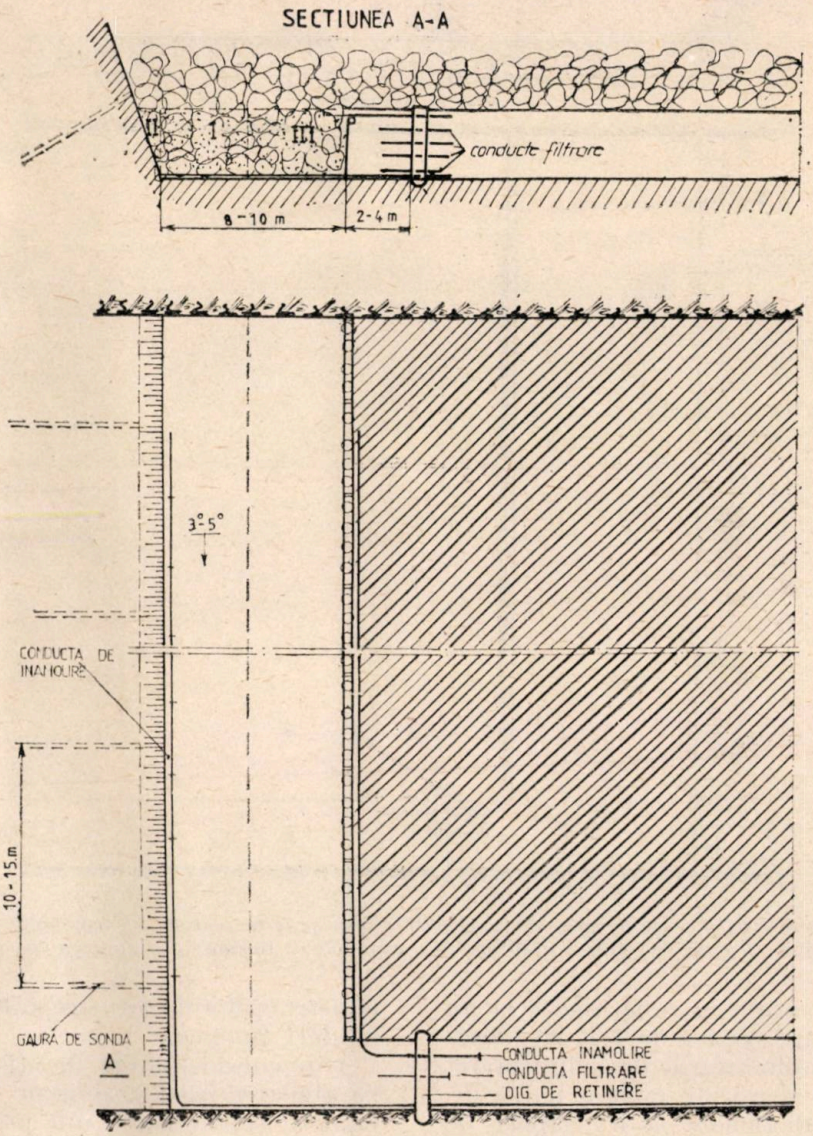


Fig. 3. Schema de umplere cu cenușă a zonei de taluz cu folosirea de construcții de reținere și filtrare.

La extragerea cărbunelui din zona de taluz se aplică tehnologii obișnuite cu susținere în lemn sau susținere metalică individuală, peretele de cărbune constituind principalul element de reținere a cenușii în spațiul exploatat.

Construcțiile de reținere și filtrare sînt de mărime și volum redus și execuția lor nu diferă de aceea a construcțiilor de izolare obișnuite,

II. Scheme de izolare a zonelor de taluz prin rambleierea cu cenușă de termocentrală a spațiilor excavate

1. *Rambleierea cu cenușă (fig. 4)*

Pentru realizarea masivului de rambleu din cenușă este necesar de îndeplinit două condiții de bază în ce privește pregătirea la suprafață și transportul pe conducte al pulpei de cenușă,

precum și pregătirea corespunzătoare a spațiului exploatat care să asigure reținerea particulelor solide, filtrarea și evacuarea apei.

Pentru pregătirea și transportul pe conducte al pulpei, se pot utiliza atît instalațiile actuale

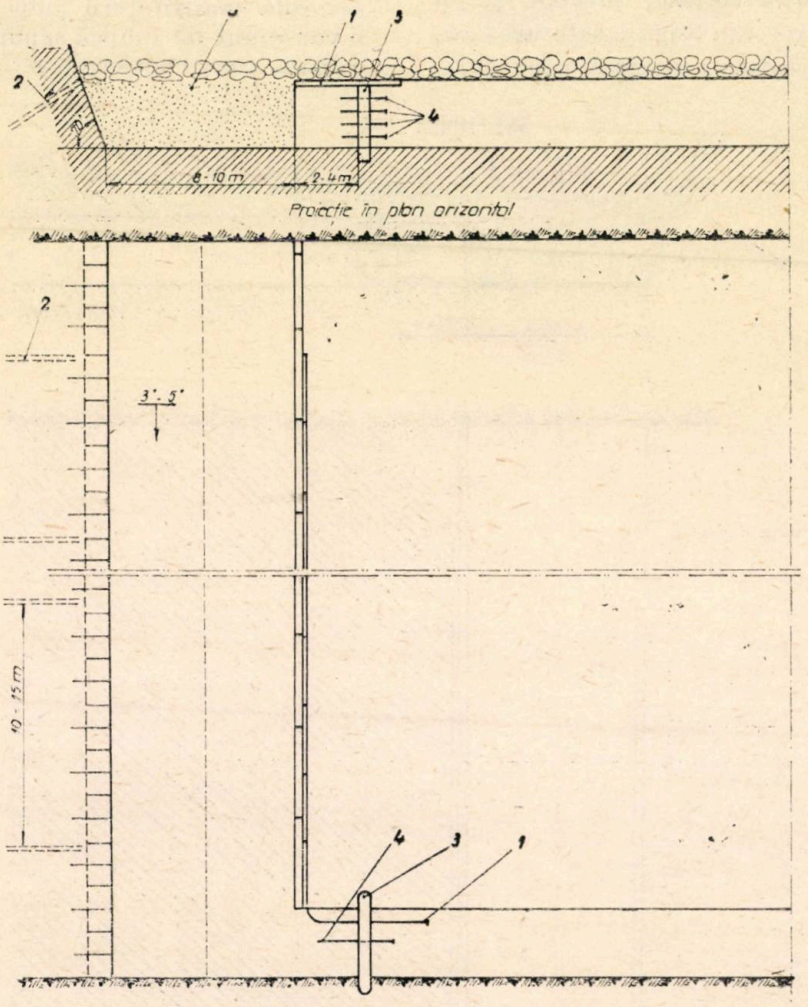


Fig. 4. Schema de umplere a zonei de taluz prin rambleiere cu cenușă de termocentrală : *1*—conductă de înnămolire ; *2*—găuri de sondă pentru înnămolire ; *3* — dig de reținere și filtrare ; *4* — conducte de filtrare ; *5* — rambleu din cenușă de termocentrală.

de înnămolire, prevăzute să funcționeze la un raport volumetric apă/cenușă de 1/1, cu folosirea cenușii preluate din iazurile de sedimentare, cît și instalațiile modernizate pentru pulpă îngroșată, care să funcționeze la un raport de 0,7/1—0,75/1, cu preluarea uscată a cenușii de pe cicloane și electrofiltre.

Pentru prima soluție de pregătire și transport există instalații ce se folosesc curent, fiind organizat corespunzător și modul de preluare și transport al cenușii de la termocentrală.

Pentru cea de-a doua soluție, nu se dispune de instalații de pregătire și transport și nici de posibilități de preluare uscată a cenușii.

Pentru reținerea cenușii și evacuarea apei, este necesară adaptarea geometriei spațiului exploatat și folosirea de construcții de reținere și filtrare, care să asigure o umplere corespunzătoare cu cenușă. În acest sens, spațiul excavat și elementele geometrice ale stratului trebuie să constituie preponderent suprafețele (plane) de reținere a materialului de rambleu, iar zonele construcțiilor de reținere și filtrare să aibă deschideri minime.

Din considerentele menționate, este indicat ca atacarea feliei în zona de taluz să se facă cu camere transversale, din preabatajul direcțional de la culcuș. După extragerea camerei în retragere se va curăța cărbunele de pe taluz și se va proceda la bandajarea cu plasă și susținerea acestuia.

Între peretele de cărbune se va monta plasă metalică de reținere, iar în partea superioară se va introduce și fixa conducta de transport a pulpei. Susținerea spațiului de lucru se va face în lemn, aplicînd monografiile uzuale care să asigure o susținere corespunzătoare, pînă la realizarea umplerii prin rambleiere. Vatra abatajului se va podi corespunzător, cu plasă metalică.

În preabatajul direcțional se va realiza barajul de reținere și filtrare în care se vor fixa filtrele tubulare.

Pentru uniformitatea depunerilor cenușii și facilitarea scurgerii apei este indicat ca vatra camerei să aibă o înclinare de 3—5° spre preabatajul de la culcuș.

Introducerea de pulpă în zonă se va face în reprize a căror durată va fi în funcție de nivelul pulpei și al apei la baraj, precum și de cantitatea de apă care se evacuează prin filtre.

Referitor la perioada după care se va putea ataca camera adiacentă sau pregătirea și pornirea frontului de abataj, nu se dispune de elemente certe pentru precizarea acesteia. Atacarea feliei inferioare, conform recomandărilor din literatura tehnică de specialitate se poate face după 5—6 luni.

Deoarece perioada de 5—6 luni este relativ lungă față de ritmul practic de atacare de noi felii în bazinul Valea Jiului, decalajul în timp pentru atacarea de lucrări adiacente zonei rambleiate, precum și intrarea sub aceasta, trebuie precizate pe cale experimentală, în condițiile concrete de zăcămînt.

Tehnologia prezentată poate fi aplicată la abatajele frontale. La extragerea feliei din zona de taluz se aplică tehnologia obișnuită de susținere în lemn, care permite realizarea geometriei necesare; construcțiile de reținere și filtrare sînt de volum redus, iar execuția acestora este simplă.

Cheltuielile pentru realizarea unui metru cub de rambleu din cenușă sînt cu circa 10 % mai mari față de cele pentru 1 m³ de cenușă sedimentată de înnămolire.

La realizarea rambleului de cenușă se pot utiliza instalațiile actuale de înnămolire care se caracterizează prin grad de suplețe ridicat, atît constructiv, cît și tehnologic.

2. *Schema deizolare a taluzurilor prin rambleierea cu saci umpluți cu cenușă de termocentrală (fig. 5)*

Prin această schemă se urmărește depunerea de cenușă pe taluzul din spațiul de lucru al abatajului, astfel încît pe acesta să se creeze un strat izolant împotriva curenților de aer spre masivul de cărbune. Pentru realizarea acestei tehnologii este necesară introducerea cenușii în saci din țesătură textilă atît pentru manipularea în timpul transportului și la locul de punere în operă, cît și pentru a exista posibilitatea de umezire ulterioară a cenușii.

Sacii umpluți cu cenușă și transportați la locul de punere în operă vor fi așezați în rînduri cît mai compacte, folosind pentru reținere elementele de susținere și paravane de scîndură sau plasă metalică. Astfel, înainte de trecerea la clădirea sacilor cu cenușă, taluzul se pregătește corespunzător în ce privește înclinarea, susținerea și bandajarea, precum și paravanele de reținere. După așezarea sacilor pînă la tavan, se va proceda la umezirea cenușii cu apă de la rețeaua de apă din abataj. Prin dirijarea presiunii miniere din zonă, se va produce compactarea masivului și etanșarea acestuia.

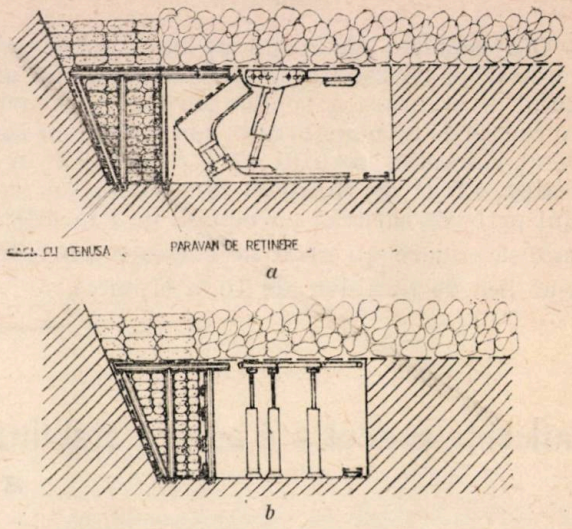


Fig. 5. Scheme de izolare a taluzurilor prin rambleierea cu saci umpluți cu cenușă de termocentrală:
a — susținere mecanizată; *b* — susținere metalică individuală.

Tehnologia de protecție menționată sub aspect tehnic se recomandă a se aplica atît la taluzurile de pornire și oprire a abatajelor cu susținere mecanizată, stîlpi metalici sau în lemn, cît și la taluzurile direcționale, la exploatarea cu felii pe înclinare, unde, cu procedeele obișnuite prin înnămolire, reținerea de cenușă pe taluz este mai dificilă și necontrolabilă în același timp. De asemenea, mai poate fi aplicată și pe anumite zone cu cărbune fisurat, în zone de încălzire, precum și în acele zone unde alte procedee tehnice nu pot fi aplicate.

Avantajul esențial al tehnologiei îl constituie faptul realizării unui baraj de cenușă etanș în spațiul de lucru al abatajului, o dată cu avansarea frontului. Acest mod de protecție se poate realiza în orice condiții de geometrie.

Ca dezavantaj se menționează consumul de muncă la pregătirea, transportul și punerea în operă a sacilor cu cenușă. Astfel 1 m³ de spațiu umplut cu cenușă în saci este de 4—6 ori mai scump față de același volum depus prin instalațiile de înnămolire actuale.

La luarea deciziei de aplicare a acestei tehnologii este necesar a fi examinate toate aspectele tehnice și economice pentru condițiile concrete ale locului de muncă și în mod special mijloacele de transport cele mai adecvate (platforme, monoraiuri etc.).

Concluzii

Din calculele efectuate pe baza rezultatelor cercetărilor de laborator privind creşterea gradului de etanşare a rocilor surpate şi saturate cu cenuşă de termocentrală, comparativ cu rambleul hidraulic, rezultă că este suficient a se realiza o fişie de rambleu din cenuşă sau spaţiul prăbuşit saturat cu cenuşă de 1 m lăţime, care să asigure un grad de etanşare echivalent unei fişii de rambleu de 10 m lăţime.

Astfel, pe baza raţionamentului de mai sus, o fişie de 3—4 m lăţime rambleiată sau înnămolită (saturată) cu cenuşă este echivalentă unei zone de rambleu de circa 30—40 m.

Pe baza datelor de mai sus au fost formulate propuneri ca lăţimea zonelor de protecţie a taluzurilor, prin saturare cu cenuşă sau rambleiere, să fie de minim 6 m.

Elementele rezultate în perioada de studiu vor trebui să fie completate şi precizate în perioada de experimentare în condiţii de mină.

Influenţa exercitată asupra stabilităţii versanţilor în exploatarea în subteran a lignitului

Ing. **D. Fotă**
Institutul de cercetări, inginerie tehnologică şi proiectări pentru lignit Craiova

Protecţia împotriva deformaţiilor a obiectivelor de pe suprafaţa scoarţei terestre care, din punct de vedere tehnic, economic, social sau istoric, nu pot fi demolate sau mutate din zonele de influenţă ale exploatărilor miniere subterane, se realizează prin constituirea sub acestea a unor pilieri de protecţie sau de siguranţă.

Forma şi mărimea acestor pilieri depind nu numai de mărimea unghiurilor de influenţă, de forma, înclinarea şi adîncimea zăcămîntului care se exploatează, ci şi de geometria suprafeţei de protejat.

La exploatările în subteran situate sub versanţi şi la adîncimi mai mici decît adîncimea de siguranţă, caracterul deformării-deplasării suprafeţei se schimbă calitativ şi este total diferit decît în cazul unor suprafeţe orizontale sau slab înclinate.

Întrucît prin geometria suprafeţei se are în vedere numai forma în plan orizontal a acesteia, în cele ce urmează ne vom ocupa de influenţa pe care o exercită asupra unghiurilor de influenţă geometria în plan vertical a suprafeţei sau, mai concret spus, de influenţa exploatării în subteran asupra stabilităţii versanţilor.

Înainte de efectuarea lucrărilor de extracţie din subteran, versanţii care mărginesc la suprafaţă albiile de scufundare au o stabilitate evidentă, marcată prin coeficienţi de siguranţă cu valori care întrec de cîteva ori valoarea corespunzătoare echilibrului limită.

Scoaterea din echilibru a acestor versanţi, situaţi pe conturul albiilor de scufundare, a ridicat şi ridică mari semne de întrebare cu privire la mărimea reală a unghiurilor de influenţă şi pune sub semnul întrebării chiar valabilitatea unor pilieri de protecţie.

Distrugerea structurii rocilor prin deformaţi ireversibile, provocate de depăşirea rezistenţe lor de către concentrările de tensiuni datorate lucrărilor de excavare, are ca rezultat o reducere a caracteristicilor de rezistenţă în masiv şi o afînare a acestora, ca urmare a deplasării lor pe verticală sub influenţa forţelor gravitaţionale.

La instabilitatea versanţilor poate contribui atît reducerea caracteristicilor de rezistenţă ale rocilor din versanţi, cît şi afînarea părţii din masiv situată la baza versanţilor.

Aşa după cum se ştie, echilibrul rocilor din versanţi este asigurat de interacţiunea dintre partea superioară a versantului, situată în zona cea mai înclinată a suprafeţei potenţiale de alunecare, şi partea sa inferioară, unde suprafaţa de alunecare are o înclinare minimă.

În partea superioară a versantului suma rezistenţelor la deformare-deplasare este — în cazul rocilor moi — mai mică decît suma forţelor de deplasare care acţionează deasupra suprafeţei de alunecare.

În partea inferioară acest raport este invers şi — pentru păstrarea stabilităţii rocilor — suma totală a rezistenţelor care se opun deplasării este necesar să fie mai mare decît suma forţelor care tind să scoată versantul din echilibru. Din acest motiv, partea inferioară a versanţilor constituie, de fapt, zona lor de sprijin şi de posibilităţile lor de rezistenţă depinde, de fapt, stabilitatea versanţilor pe toată înălţimea lor.

Alunecarea versanţilor, prin subminarea lor ca urmare a exploatării sub aceştia a unor strate de cărbune, poate avea la suprafaţă una din următoarele influenţe.

1. În cazul stratelor orizontale sau cu înclinare inversă față de taluzul versantului :

— extinderea albiei de scufundare prin reducerea unghiului β spre culmea versantului, ca urmare a surpării rocilor prin alunecare ;

— poluarea văii de la baza versantului de către masa de roci alunecate.

2. În cazul stratelor cu înclinare conformă cu taluzul versantului :

— reducerea unghiului γ pînă la valoarea unghiului de înclinare a stratului pe care se produce alunecarea.

Pentru a se înțelege mai bine mecanismul prin care se produce această influență, în continuare prezentăm două exemple din practica minieră curentă.

● Primul exemplu se referă la **exploatarea unui strat de lignit de vîrstă daciană cu o structură monoclină și o înclinare inversă de 10—20° spre sud.** Formațiunile acoperitoare sînt constituite din argile cărbunoase, argile cenușii compacte, argile nisipoase micacee, nisipuri argiloase și prăfoase.

În stare netulburată, aceste roci au o coeziune cuprinsă între 0,23 și 0,98 kgf/cm² și un unghi de frecare internă de 25—32°.

Exploatarea cărbunelui s-a făcut în felii de 2,5—3 m prin abataje frontale echipate cu complexe mecanizate și surpare totală.

Pentru protejarea amenajărilor de la suprafață, situate în partea nordică a primului panou de exploatare, s-a trasat un pilier de protecție cu un unghi de influență γ = 50° (fig. 1).

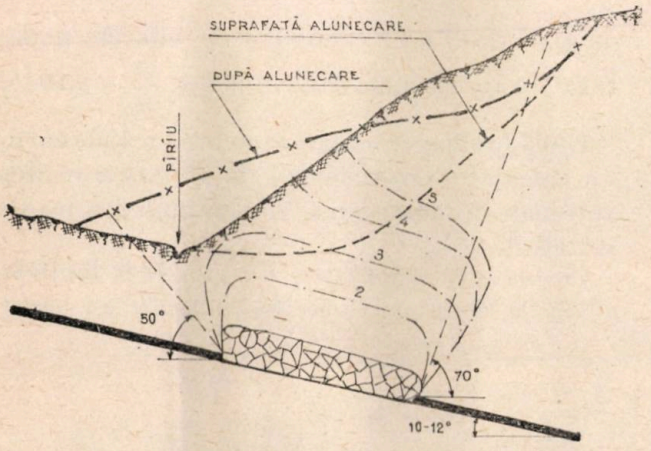


Fig. 1

Relieful suprafeței aflate în nordul și deasupra acestui panou este traversat de o vale care are pe flancul stîng un versant de 80—120 m înălțime.

În secțiune transversală versantul are o formă aproximativ convexă, cu o înclinare, pe linia de cea mai mare pantă, de 38°, în jumătatea inferioară, și de 25°, în jumătatea superioară, și o înclinare medie de 32°.

După extragerea pe direcție a primilor 200 m din panou, la suprafață s-a declanșat o alunecare a rocilor din versant care s-au așezat în final după un taluz concav, cu un unghi general de 18 și 16° în partea inferioară (fig. 1).

Alunecarea care s-a produs după o suprafață circulară a avut o dezvoltare pe direcție de 130 m și, prin blocarea albiei pîrîului care curge prin vale, a format un lac în amonte. Aceasta s-a produs ca efect al reducerii caracteristicilor de rezistență ale rocilor, prin deranjarea structurii lor inițiale de către deformarea, deplasarea și surparea în spațiul exploatat a formațiunilor situate în tavanul abatajului.

Pentru înțelegerea mai ușoară a acestui fenomen, în continuare reamintim, pe scurt, mecanismul și succesiunea de deformare a masivului sub influența exploatării cărbunelui.

În spatele echipamentului de susținere mecanizată rocile din tavan se prăbușesc în spațiul excavat, formînd prima zonă caracteristică de deformare, denumită zona surpărilor d e z o r d o n a t e. Extinderea pe verticală a acestei zone atinge 8 pînă la 10 m.

După umplerea excavației cu rocile afînate prăbușite din tavan, procesul de deformare pe verticală continuă prin încovoiere, destratificare și apoi fisurare pe verticală, delimitîndu-se un sistem de blocuri independente ce se reazemă pe roca surpată în cadrul primei zone de deformare. Înălțimea acestei zone este de 10—15 m și mai mult în cazul rocilor nisipoase.

Peste aceasta, urmează o a treia zonă caracterizată prin destratificarea și încovoierea lină și succesivă a formațiunilor situate deasupra, cu amplitudini care descresc pe măsura apropierii de suprafață.

În cazul unor adîncimi mai mici decît adîncimea de siguranță, la suprafață — în zona de încovoiere — apar, de asemenea, o serie de fisuri verticale datorate tensiunilor de întindere la care sînt supuse rocile prin deplasarea lor spre zona exploatată.

Procesele de fisurare, destratificare și desprindere din masiv, pe lîngă întreruperea continuității și împărțirea suplimentară a acestuia în blocuri structurale, determină și o reducere substanțială a caracteristicilor de rezistență, adică :

$$c + \gamma H \operatorname{tg} \varphi > c_d + \gamma H \operatorname{tg} \varphi_d,$$

în care :

c, φ sînt coeziunea și unghiul de frecare internă ale masivului de roci în stare nederanjată ;

c_d, φ_d — coeziunea și unghiul de frecare internă ale aceluiași masiv de roci după deformare.

Coeficientul de stabilitate a versantului, înainte de a se fi transmis în masiv influența exploatării în subteran a cărbunelui, este egal cu :

$$F_s = \frac{\sum_{i=1}^{i=17} cl_i + \sum_{i=1}^{i=17} G_i \cos \alpha_i \operatorname{tg} \varphi}{\sum_{i=1}^{i=17} G_i \sin \alpha_i} = 1{,}193,$$

în care :

$c = 5{,}5$ tf/m² reprezintă coeziunea medie a versantului, ca medie ponderată a valorilor determinate în laborator și a grosimii formațiunilor traversate de suprafața minimă de rezistență pe care s-a produs alunecarea ;

$\varphi = 26°$ — unghiul de frecare internă determinat la fel ca mai sus ;

$\sum_{i=1}^{i=17} l_i = 206$ m — lungimea suprafeței de alunecare ;

α_i — înclinarea față de orizontală a suprafeței de alunecare pentru fiecare fîșie din zona de masiv alunecată ;

G_i — greutatea fiecărei fîșii din aceeași zonă a masivului.

După ce deformarea masivului a cuprins întreaga zonă dintre abataj și firul văii ($H = 60-70$ m), mărimea coeficientului de stabilitate a versantului a început să scadă ca urmare a reducerii caracteristicilor de rezistență a rocilor din baza versantului.

Alunecarea s-a produs atunci cînd zona de deformare a ajuns aproximativ pînă la linia întreruptă notată cu *4* în figura 1.

În acest moment, coeficientul de stabilitate a fost egal cu :

$$F_s = \frac{\sum_{i=1}^{i=6} c_d l_i + \sum_{i=7}^{i=17} cl_i + \left[\sum_{i=1}^{i=6} G_i \cdot \cos \alpha_i \cdot \operatorname{tg} \varphi_d + \sum_{i=7}^{i=17} G_i \cdot \cos \alpha_i \cdot \operatorname{tg} \varphi\right]}{\sum_{i=1}^{i=17} G_i \cdot \sin \alpha_i} < 1{,}00.$$

Coeziunea medie pe suprafața de alunecare în momentul cedării a fost egală cu :

$$c_m \leqslant \frac{F_s \sum_{i=1}^{i=17} G_i \cdot \sin \alpha_i - \left[\sum_{i=1}^{i=6} G_i \cdot \cos \alpha_i \cdot \operatorname{tg} \varphi_d + \sum_{i=7}^{i=17} G_i \cdot \cos \alpha_i \cdot \operatorname{tg} \varphi\right]}{\sum_{i=1}^{i=17} l_i}$$

În cazul în care $\varphi_d = \varphi$, $c_m = 2{,}015$ tf/m². Dar în cazul masivelor deranjate :

$$\operatorname{tg} \varphi_d = \operatorname{tg} \varphi \cdot \lambda + \frac{1-\lambda}{2} \operatorname{tg} \varphi' + \frac{1-\lambda}{2} \operatorname{tg} \varphi'',$$

în care :

φ' este unghiul de frecare a rocilor pe contactele dintre strate ;

φ'' — unghiul de frecare a rocilor pe părțile laterale ale blocurilor structurale ;

λ — coeficientul de reducere structurală a rezistenței, de unde rezultă un unghi de frecare a rocilor în zona suprafeței de alunecare $\varphi_d = 14°$.

Coeziunea medie a masivului pe suprafața de alunecare, din cauza acestui $\varphi_d = 14°$, este de fapt mai mare decît pentru condiția $\varphi_d = \varphi$ și anume $c_m = 4{,}04$ tf/m².

În zona deranjată :

$$c_d = \frac{\sum_{i=7}^{i=17} c_m l_i - \sum_{i=7}^{i=17} cl_i}{\sum_{i=1}^{i=6} l_i} = 1{,}07 \text{ tf/m}^2,$$

în care :

$$\sum_{i=1}^{i=6} l_i = 68 \text{ m},$$

de unde rezultă un coeficient de reducere structurală a rezistenței masivului $\lambda = \frac{c_a}{c} = 1{,}1945$.

După preluarea fotogrammetrică a alunecării, s-a calculat și coeficientul de afînare a rocilor antrenate în alunecarea versantului și a rezultat un $K = 1{,}25$.

Cu toate că alunecarea s-a produs în limitele albiei de scufundare, rocile alunecate au barat valea și au depășit limitele acesteia în zona avariei, ocupînd și o parte din suprafața amena-

jării de la suprafață pentru care se instituise pilierul de protecție.

● Al doilea exemplu se referă la **exploatarea unui strat de lignit dintr-o structură anticlinală afectată de numeroase deranjamente tectonice.**

Depozitele productive aparțin dacianului și sînt constituite dintr-o alternanță de marne, marne nisipoase, argile marnoase, argile, argile nisipoase, nisipuri și cinci strate de cărbune.

Perimetrul de care ne ocupăm, se află într-o zonă de deal cu pante ale versanților cuprinse între 15 și 20°. Intersecția acestora cu unul din flancurile anticlinalului pe care se găsește exploatarea delimitează o zonă de afloriment unde, la circa 1,5—2 ani de la exploatare, s-a declanșat o alunecare (fig. 2).

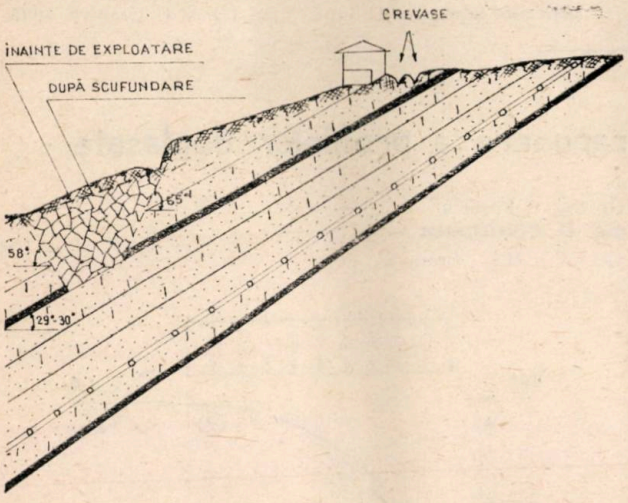


Fig. 2

Stratul de lignit are pe acest plan o înclinare de 28—30° și cărbunele s-a extras prin metode de exploatare cu surpare, pe o grosime cuprinsă între 2,0 și 2,2 m.

Unghiul de influență în amonte, trasat pentru protecția amenajărilor situate pe coama dealului, s-a dovedit, în final, a fi neacoperitor, cu toate că pînă atunci, pe alți versanți din cadrul aceleiași exploatări, a fost corespunzător.

Alunecarea s-a produs pe contactul BC (fig. 3) dintre cărbune și rocile din acoperiș pentru că în această zonă suprafețele de contact dintre formațiunile de roci sînt concordante cu taluzul versantului, unghiul de înclinare al acestuia din urmă fiind cu 10—15° mai redus decît cel al flancului anticlinalului, iar zona $ABDE$ din masiv, deformată prin surparea rocilor din tavanul AB al abatajului, nu a putut prelua împingerea exercitată de componenta tangențială a greutății penei DBC, situate între afloriment și zona de influență a subteranului.

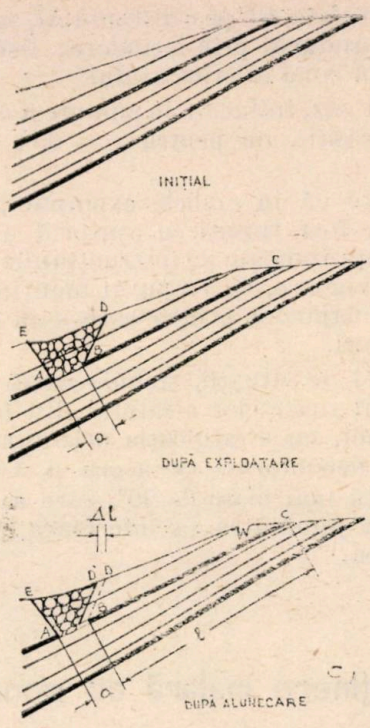


Fig. 3

În momentul alunecării, raportul dintre forțele pasive care au asigurat pînă atunci stabilitatea versantului și forțele active care l-au scos din echilibru a devenit subunitar :

$$F_s = \frac{G \cos \beta \operatorname{tg} \varphi' + c' L}{G \sin \beta} < 1{,}00 ,$$

în care :

G este greutatea rocilor din zona BDC;
β — unghiul de înclinare a stratelor;
c' și φ' caracteristicile de rezistență ale contactului dintre cărbune și formațiunile din acoperiș;
L — lungimea contactului BC.

Determinarea în laborator a caracteristicilor de rezistență pe suprafața de contact rocă-cărbune a arătat că, în cazul suprafețelor netede, $c' = 2{,}9$ tf/m² și $\varphi' = 15°$.

Cu aceste caracteristici de rezistență, ieșirea din stabilitate a masivului trebuia să se producă într-un timp mult mai apropiat de prăbușirea tavanului abatajului.

Suprafața de contact a fost însă rugoasă și, ca atare, a avut o rezistență de frecare mai mare. Calculele de stabilitate au arătat că valoarea coeficientului de stabilitate devine subunitară și la $\varphi' = 21°$, valoare care justifică nu numai alunecarea versantului, ci și timpul în care s-a produs.

Din cauza posibilităților de comprimare ale rocilor afinate din masivul $ABDE$ deranjat de exploatare (fig. 3), zona de roci BDC s-a depla-

sat pe suprafața BC pe o distanță Δl, suficient de mare să producă, prin întindere, fisurile (crevasele) din zona aflorimentului.

În acest caz, influența în amonte a exploatării trebuia trasată nu pentru $\gamma = 65°$, ci pentru $\gamma = \beta$.

Cu toate că în ambele exemple prezentate pilierii au fost trasați cu ajutorul unghiurilor de influență indicate de instrucțiunile care erau atunci în vigoare, nu s-a putut menține integritatea amenajărilor pentru care s-au constituit acești pilieri.

În astfel de situații, trebuie avut în vedere că în cazul masivelor alcătuite din formațiuni de roci moi, cu stratificație orizontală sau cu înclinare neconformă cu aceea a versanților, orice pantă mai mare de 20°, care a fost subminată în jumătatea sa inferioară, își pierde stabilitatea.

În cazul formațiunilor având înclinarea concordantă cu taluzul versanților și mai mare de 20°, subminarea versantului duce la alunecarea pe suprafețele de contact dintre formațiuni a părții din masiv situate între zona prăbușită și afloriment.

Ținînd seama de aceste influențe, în actualele prescripții tehnice pentru delimitarea și evidența pilierilor la minele de lignit, s-au cuprins prevederile corespunzătoare.

Bibliografie

[1] Băncilă, I., Fotă, D. *Masive de roci și structuri.* Geologie inginerească, vol. II, Ed. tehnică, 1981.

[2] Zamfirescu, F., Fotă, D. *Stabilitatea taluzelor.* Geologie inginerească, vol. II, Ed. tehnică, 1981.

[3] Fotă, D. *Influența lucrărilor subterane asupra stabilității construcțiilor de suprafață.* Geologie inginerească, vol. II, Ed. tehnică, 1981.

[4] * * * Prescripții tehnice pentru delimitarea și evidența pilierilor la minele de lignit. I.C.I.T.P.M.L. Craiova, 1985.

Susținere inelară cu zonele de suprapunere a profilelor deplasate

Conf. dr. ing. **G. Petrescu**
asist. ing. **D. Hincioiu**
Universitatea din Craiova

Dr. ing. **C. Păsărin**
ing. **D. Plăvicheanu**
I.C.I.T.P.M.L. Craiova

I. Introducere

Susținerile metalice uzuale pentru galeriile miniere circulare sînt formate din patru arce de profil suprapuse la capete și legate prin bride în zone situate la 45° față de diametrele orizontal și vertical.

În prezenta lucrare, se studiază comportarea unei structuri la care zonele de suprapunere a

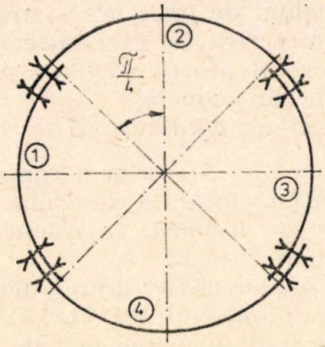


Fig. 1

celor patru arce de cerc respectă simetria față de diametrele specificate, dar sînt decalate astfel încît centrele lor nu mai sînt situate la bisectoarele celor patru cadrane (fig. 1).

II. Calculul momentelor încovoietoare

Se consideră arcul sfert de cerc delimitat de secțiunile *1* și *2*, la care zona de suprapunere a profilelor este definită prin unghiul la centru γ (fig. 2).

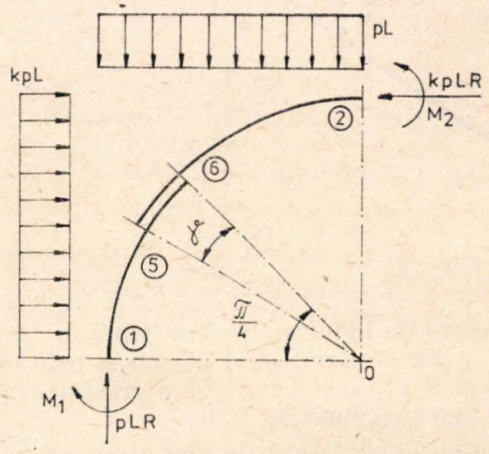


Fig. 2

Sfertul de inel este acționat de sarcina verticală pL și de sarcina orizontală kpL, iar la capetele sale sînt aplicate eforturile axiale pLR și $kpLR$, respectiv momentele încovoietoare necunoscute M_1 și M_2, în care :

p este presiunea rocilor înconjurătoare, pe direcție verticală ;

k — coeficientul presiunii laterale ;

L — cîmpul de armare ;

R — raza galeriei.

Pentru determinarea necunoscutelor, se utilizează condiția de deformație a sfertului de inel [1 ; 2 ; 3] :

$$\Delta\frac{\pi}{2}=\Sigma\int\frac{M\cdot ds}{EI}=\int_1^5\frac{M\cdot ds}{EI_{15}}+$$
$$+\int_5^6\frac{M\cdot ds}{EI_{56}}+\int_6^2\frac{M\cdot ds}{EI_{62}}=0, \tag{1}$$

în care :

M este expresia analitică a momentului încovoietor de pe cele trei intervale ale sfertului de inel;

ds — elementul de arc, egal cu $R\cdot d\theta$;

EI — rigiditatea, la încovoiere, a inelului.

Ținînd seama că :

$$EI_{15}=EI_{62}=EI;\quad EI_{56}=c\,EI, \tag{2}$$

în care :

c este un coeficient care arată de cîte ori este mai mare momentul de inerție al secțiunii, de pe porțiunea de profil dublat, față de momentul de inerție al secțiunii din zonele de profil simplu, condiția de deformație devine :

$$\int_1^5\frac{M\cdot R\cdot d\theta}{EI}+\int_5^6\frac{M\cdot R\cdot d\theta}{c\,EI}+\int_6^2\frac{M\cdot R\cdot d\theta}{EI}=0 \tag{3}$$

sau, după simplificările de rigoare, :

$$c\int_1^5 M\cdot d\theta+\int_5^6 M\cdot d\theta+c\int_6^2 M\cdot d\theta=0. \tag{4}$$

Deoarece expresia momentului încovoietor este unică pe toate cele trei intervale [1 ;2 ;3] :

$$M=M_1+\frac{1-k}{2}pLR^2\cdot\sin^2\theta, \tag{5}$$

se calculează integrala nedefinită :

$$\int M\cdot d\theta=\int\left(M_1+\frac{1-k}{2}pLR^2\cdot\sin^2\theta\right)d\theta=$$
$$=M_1\theta+\frac{1-k}{4}pLR^2\left(\theta-\frac{1}{2}\sin 2\theta\right). \tag{6}$$

Atunci, integralele definite din formula (4) vor fi :

$$\int_1^5 M\cdot d\theta=\left|M_1\theta+\frac{1-k}{4}pLR^2\left(\theta-\right.\right.$$
$$\left.\left.-\frac{1}{2}\sin 2\theta\right)\right|_0^{\frac{\pi}{4}-\gamma}=M_1\left(\frac{\pi}{4}-\gamma\right)+ \tag{7}$$
$$+\frac{1-k}{4}pLR^2\left(\frac{\pi}{4}-\gamma-\frac{1}{2}\cos 2\gamma\right);$$

$$\int_5^6 M\cdot d\theta=\left|M_1\theta+\frac{1-k}{4}pLR^2\left(\theta-\right.\right.$$
$$\left.\left.-\frac{1}{2}\sin 2\theta\right)\right|_{\frac{\pi}{4}-\gamma}^{\frac{\pi}{4}}=M_1\gamma+ \tag{8}$$
$$+\frac{1-k}{4}pLR^2(\gamma-\sin^2\gamma);$$

$$\int_6^2 M\cdot d\theta=\left|M_1\theta+\frac{1-k}{4}pLR^2\left(\theta-\right.\right.$$
$$\left.\left.-\frac{1}{2}\sin 2\theta\right)\right|_{\frac{\pi}{4}}^{\frac{\pi}{2}}=M_1\frac{\pi}{4}+ \tag{9}$$
$$+\frac{1-k}{4}pLR^2\frac{\pi+2}{4}.$$

Deci, condiția de deformație (4) devine :

$$cM_1\left(\frac{\pi}{4}-\gamma\right)+c\frac{1-k}{4}pLR^2\left(\frac{\pi}{4}-\gamma-\right.$$
$$\left.-\frac{1}{2}\cos 2\gamma\right)+M_1\gamma+\frac{1-k}{4}pLR^2(\gamma-$$
$$-\sin^2\gamma)+cM_1\frac{\pi}{4}+c\frac{1-k}{4}pLR^2\cdot \tag{10}$$
$$\cdot\frac{\pi+2}{4}=0$$

sau, adusă la o formă mai simplă, :

$$M_1\left[\gamma+c\left(\frac{\pi}{2}-\gamma\right)\right]+\frac{1-k}{4}pLR^2\left[\gamma+\right.$$
$$\left.+c\left(\frac{\pi}{2}-\gamma\right)+(c-1)\sin^2\gamma\right]=0. \tag{11}$$

Rezultă expresia momentului încovoietor din secțiunea *1* :

$$M_1 = -\frac{1-k}{4} pLR^2 \left[1 + \frac{(c-1)\sin^2\gamma}{\gamma + c\left(\frac{\pi}{2} - \gamma\right)}\right]. \quad (12)$$

Ținînd seama de relația (5) și pentru $\theta = \frac{\pi}{2}$, rezultă expresia momentului încovoietor din secțiunea *2* :

$$M_2 = \frac{1-k}{4} pLR^2 \left[1 - \frac{(c-1)\sin^2\gamma}{\gamma + c\left(\frac{\pi}{2} - \gamma\right)}\right]. \quad (13)$$

Dacă zona de suprapunere a profilelor este cuprinsă între $\frac{\pi}{4}$ și $\frac{\pi}{4} + \gamma$ (fig. 3), se face

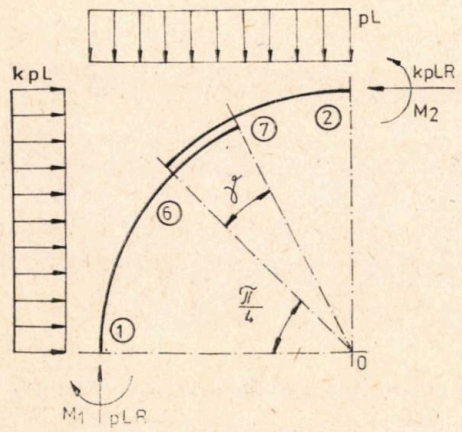


Fig. 3

o demonstrație similară celei de mai sus, rezultînd următoarele expresii ale momentelor încovoietoare din secțiunile *1* și *2*;

$$M_1 = -\frac{1-k}{4} pLR^2 \left[1 - \frac{(c-1)\sin^2\gamma}{\gamma + c\left(\frac{\pi}{2} - \gamma\right)}\right], \quad (14)$$

$$M_2 = \frac{1-k}{4} pLR^2 \left[1 + \frac{(c-1)\sin^2\gamma}{\gamma + c\left(\frac{\pi}{2} - \gamma\right)}\right]. \quad (15)$$

Pentru deosebirea formulelor, în cele ce urmează se fac următoarele notații, folosind semnul „prim" pentru situația din figura 2 și semnul „secund" pentru situația din figura 3 :

$$M_1' = -\frac{1-k}{4} pLR^2 \left[1 + \frac{(c-1)\sin^2\gamma}{\gamma + c\left(\frac{\pi}{2} - \gamma\right)}\right] = -\frac{1-k}{4} pLR^2 \cdot m_1', \quad (16)$$

$$M_2' = \frac{1-k}{4} pLR^2 \left[1 - \frac{(c-1)\sin^2\gamma}{\gamma + c\left(\frac{\pi}{2} - \gamma\right)}\right] = \frac{1-k}{4} pLR^2 \cdot m_2', \quad (17)$$

$$M_1'' = -\frac{1-k}{4} pLR^2 \left[1 - \frac{(c-1)\sin^2\gamma}{\gamma + c\left(\frac{\pi}{2} - \gamma\right)}\right] = -\frac{1-k}{4} pLR^2 \cdot m_1'', \quad (18)$$

$$M_2'' = \frac{1-k}{4} pLR^2 \left[1 + \frac{(c-1)\sin^2\gamma}{\gamma + c\left(\frac{\pi}{2} - \gamma\right)}\right] = \frac{1-k}{4} pLR^2 \cdot m_2''. \quad (19)$$

III. Studiul variației momentelor încovoietoare

Pentru studierea variației momentelor încovoietoare, în funcție de extensiunea zonei de suprapunere a profilelor și de poziția acestora, s-a luat în considerare o susținere formată din profile SG-23, la care $c = 2{,}44$. Rezultatele studiului sînt prezentate în tabelul 1.

Tabelul 1

Specificație	$\gamma = 15°$	$\gamma = 22°30'$	$\gamma = 30°$
γ, radiani	$\pi/12$	$\pi/8$	$\pi/6$
m_1'	−1,02791	−1,06454	−1,11693
m_2'	0,97209	0,93546	0,88307
m_1''	−0,97209	−0,93546	−0,88307
m_2''	1,02791	1,06454	1,11693

Concluzii

Din analiza rezultatelor înscrise în tabelul 1 se desprind următoarele concluzii:

1. Dacă suprapunerea profilelor este efectuată pe zona dintre $\frac{\pi}{4} - \gamma$ și $\frac{\pi}{4}$, atunci momentul încovoietor mai mare este cel din secțiunea *1*, iar cel mai mic este cel din secțiunea *2*.

2. Dacă suprapunerea profilelor este efectuată pe zona dintre $\frac{\pi}{4}$ și $\frac{\pi}{4} + \gamma$, atunci momentul încovoietor cel mai mare este cel din secțiunea *2*, iar cel mai mic este cel din secțiunea *1*.

3. În ambele situații, specificate mai sus, și pentru orice extensiune unghiulară a zonei de suprapunere a profilelor, suma momentelor încovoietoare din secțiunile *1* și *2* este o constantă. Cu alte cuvinte, prin modificarea poziției zonelor de suprapunere a profilelor, ca și prin modificarea extensiei unghiulare a acestor zone, efectul este că, dacă momentul încovoietor din secțiunea *1* crește cu o anumită valoare, momentul încovoietor din secțiunea *2* scade cu aceeași valoare și invers.

4. Anularea momentului încovoietor se face tot în zona de suprapunere a profilelor, adică acolo unde secțiunea susținerii este întărită.

5. Creșterea momentului încovoietor dintr-o secțiune, respectiv descreșterea momentului încovoietor din cealaltă secțiune, se accentuează pe măsură ce crește valoarea extensiunii zonei de suprapunere. Așa cum se vede din tabelul 1, aceste valori sînt $\pm 2{,}791\%$, pentru $\gamma = 15°$; cresc la $\pm 6{,}454\%$, pentru $\gamma = 22°30'$; respectiv ajung la $\pm 11{,}693\%$, pentru $\gamma = 30°$. Deci, la o dublare a extensiunii zonei de suprapunere, cotele de modificare a valorii momentelor încovoietoare cresc de peste patru ori (mai exact, de 4,18 ori).

6. Schimbarea poziției zonelor de suprapunere a profilelor în raport cu soluția clasică, precum și modificarea extensiunii unghiulare a acestora nu contribuie la creșterea capacității portante a susținerii. Deci, ținînd seama și de rezultatele studiilor anterioare [1 ;2 ;3], se poate afirma că soluția măririi capacității de rezistență a susținerii trebuie căutată în dublarea profilelor din zonele cu momente încovoietoare maxime.

7. La susținerea inelară clasică, se impune utilizarea de bride cu sistem de acroșare, astfel încît, pe măsura lunecării profilelor, în zona de suprapunere, să aibă loc și deplasarea bridelor, păstrîndu-se simetria constructivă. În acest mod, se va evita suprasolicitarea susținerii într-o secțiune, concomitent cu subsolicitarea din altă secțiune.

Bibliografie

[1] Petrescu, G. ș. a. *Considerații privind susținerea metalică a galeriilor miniere circulare.* Mine, Petrol și Gaze, **38**, nr. 1, 1987.

[2] Petrescu, G. ș. a. *Calculul susținerii inelare ținînd seama de rigiditatea diferită pe diversele intervale.* Mine, Petrol și Gaze, **38**, nr. 2, 1987.

[3] Petrescu, G. ș. a. *Susținerea inelară fără simetrie constructivă în zona de suprapunere a profilelor metalice* Mine, Petrol și Gaze, **38**, nr. 3, 1987.

Rolul criteriilor economice în stabilirea oportunității aplicării metodelor de exploatare în subetaje

Ing. **Gh. Vasile**
Centrala minereurilor Baia Mare

I. Aprecieri cu caracter general privind gradul de extindere a metodelor de exploatare în subetaje

Dezvoltarea intensivă a economiei românești — obiectiv prioritar al actualei etape de trecere a țării la nivelul mediu de dezvoltare — presupune, printre altele, o continuă creștere a producției de metale și o permanentă sporire a eficienței economice. Realizarea celor două deziderate este condiționată, în mare măsură, de nivelul tehnic al activității din unitățile ce asigură extracția și prelucrarea minereurilor. Conform „Programului privind ridicarea nivelului tehnic și calitativ al produselor în perioada 1983—1985 și pînă în anul 1990", introducerea progresului tehnic în industria minieră se orientează, cu prioritate, pe diversificarea tehnologiilor de extracție, făcîndu-se sublinierea că în sectorul minereurilor accentul va trebui pus pe perfecționarea metodelor de exploatare, pentru filoanele groase avîndu-se în vedere, cu precădere, „metodele de extracție în subetaje".

Importanța ce trebuie acordată metodelor ce urmează a se aplica la exploatarea unui zăcămînt este firească dacă se au în vedere următoarele aspecte.

— Cea mai mare parte din producția de minereu se realizează la nivelul abatajelor (pe ansamblul Centralei minereurilor Baia Mare această parte se ridică la peste 75%), influențînd hotărîtor nivelul producției minei.

— Din efectivele care lucrează în subteran, peste 20% (23,3% în anul 1987 la C.M. Baia Mare) se regăsesc la nivelul abatajelor și deci variația productivității muncii în această fază influențează nivelul acestui indicator pe total unitate.

— Metoda de exploatare aleasă determină nivelul capacității de producție a unității și influențează hotărîtor asupra investițiilor necesare, a dotărilor, asigurării cu utilități, nivelului cheltuielilor relativ constante și a altor indicatori, putîndu-se aprecia că influențează, în final, toți indicatorii economici ai minei.

Preocupările în domeniul metodelor de exploatare, pornind de la importanța și influența deosebită a acestora, s-au orientat, în ultimul timp, la nivelul întregii ramuri, cu precădere spre trei aspecte.

● Conceperea și aplicarea unor metode care, înglobînd în ele un grad de tehnicitate cît mai ridicat (cu precădere utilaje cu parametri competitivi), să asigure un consum de muncă vie și materializată redus, respectiv capacități de producție mari.

● Perfecționarea continuă a metodelor de exploatare folosite, astfel încît cu fiecare dintre ele să se obțină o eficiență cît mai ridicată, condiții de securitate a muncii și zăcămîntului dintre cele mai bune și un grad de recuperare a metalelor la nivelul realizărilor mondiale.

● Alegerea pentru fiecare zăcămînt, porțiune de zăcămînt sau chiar filon (bloc) a metodei de exploatare și variantei tehnologice de lucru care să asigure simultan realizarea, la un nivel cît mai ridicat, a deziderateloor menționate anterior.

În cadrul preocupărilor privind aplicarea metodelor de exploatare care asigură indicatori competitivi, subliniem creșterea permanentă a volumului de producție realizat prin metodele de exploatare în subetaje, atît la nivelul ramurii, cît și al unităților Centralei minereurilor Baia Mare. Evoluția producției de minereu obținută prin metodele de exploatare în subetaje de către unitățile centralei în ultimii 10 ani se prezintă în tabelul 1.

Tabelul 1

Evoluția ponderii producției de minereu obținută prin metode de exploatare în subetaje

Specificație	Nivelul realizărilor, %					
	1977	1982	1983	1984	1985	1986
Evoluția producției de minereu extras prin metode de exploatare cu subetaje	100	187	194	227	225	725
Ponderea minereului extras prin metode de exploatare cu subetaje în cantitatea totală de minereu extras din abataje	5,1	9,6	11,4	14,4	14,6	33,5

Creșterea masivă a ponderii metodei de exploatare cu subetaje în ultimii doi ani (ponderea din anul 1986 s-a menținut și în anul 1987) este determinată de situația de la Întreprinderea minieră Baia Borșa, unde metoda respectivă a fost extinsă la peste 50% în anul 1986, dar este influențată și de trecerea la utilizarea așa-numitei variante „cu subetaje joase" (excavate cu găuri normale de mină) pentru exploatarea filoanelor de grosime redusă (1—4 m).

În ceea ce privește extinderea metodei cu subetaje în minele din cadrul centralei, situația se prezintă diferit de la caz la caz. Sînt trei mine (Cavnic, Băiuț și Herja) la care metoda cu subetaje nu se aplică; la minele Nistru și Săsar se aplică în proporție de pînă la 15%, la Ilba are o extindere de peste 25%, la Șuior și Baia Borșa peste 50%, iar la Baia Sprie și Turț peste 95%. Această situație este determinată de acțiunea conjugată a multitudinii de factori care conduc la alegerea unei anumite metode de exploatare, în contextul unor condiții geo-miniere date.

Interesul unora din minele centralei pentru extinderea metodelor de exploatare cu subetaje este determinat de acțiunea cumulativă a unor factori de natură economică : creșterea capacității de producție, sporirea productivității muncii și deci reducerea relativă a numărului de personal necesar la nivelul abatajelor, concentrarea producției (cu toate efectele ei pozitive), reducerea unor consumuri specifice (cu precădere lemnul de mină și capsele), diminuarea importantă a cheltuielilor unitare de producție pe total mină, dar mai ales la nivelul abatajelor. Creșterile de capacitate sînt de ordinul a 20—40%, reducerile consumului de lemn se înscriu între 5—15 m³/1 000 t, funcție de diversele zăcăminte la care se aplică metoda, iar în privința cheltuielilor de producție se pot avea în vedere 30—40 lei/tonă. Pentru productivitatea muncii sînt edificatoare datele

Tabelul 2

Evoluția randamentelor miniere la nivelul abatajelor

Specificație	Rezultate obținute, %					
	1977	1982	1983	1984	1985	1986
Randamente miniere, total abataje, P_t	100	104	114	120,6	123	127,7
Randamente obținute la metoda de exploatare în subetaje, $P.s.e.$	100	120,8	129,1	130,4	132,6	127,4
$P.s.e./P_t$	1,08	1,25	1,22	1,16	1,16	1,07

din tabelul 2, care arată atît creşterea randamentelor în abataje, cît şi superioritatea, din acest punct de vedere, a metodelor cu subetaje.

Din datele prezentate în tabelul 2 se observă că prin metoda cu subetaje s-au asigurat randamente mai mari decît pe total abataje cu 16—25%. Situaţia din anul 1986 nu este edificatoare întrucît la unele mine (Nistru, Ilba, Săsar) metoda respectivă se aplică în paralel cu metoda de exploatare cu înmagazinarea temporară a minereului, metodă care, de asemenea, asigură randamente relativ mari; la alte mine metoda cu subetaje este aproape generalizată, deci nivelul randamentelor pe total abataje este cel dat de metoda cu subetaje, iar la mina Cavnic, care aplică metoda cu înmagazinarea temporară a minereului, datorită condiţiilor geominiere favorabile, se realizează cele mai mari randamente.

În anul 1986, randamentele miniere realizate cu metoda cu subetaje au fost mai mari decît cele realizate pe total abataje cu 28% la Şuior, cu 19% la Ilba, cu 18% la Baia Borşa.

Pentru aceleaşi condiţii de zăcămînt, randamentele proiectate (stabilite prin documentaţii de execuţie) sînt diferite, în funcţie de metoda de exploatare aplicată, după cum reiese din tabelul 3.

La minele Şuior, Săsar şi cele din cadrul Întreprinderii miniere Baia Borşa, comparaţia s-a făcut cu metoda de exploatare în subetaje normale, iar pentru celelalte mine — cu metoda de exploatare cu subetaje joase.

Metodele de exploatare cu care s-au comparat cele cu subetaje sînt următoarele :

— ME_1 — metoda de exploatare în fîşii orizontale cu rambleu consolidat ;
— ME_2 — metoda de exploatare combinată cu minereu remanent ;
— ME_3 — metoda de exploatare cu înmagazinarea temporară a minereului ;
— ME_4 — metoda de exploatare cu fîşii orizontale şi rambleierea spaţiului excavat ;
— ME_5 — metoda de exploatare în fîşii orizontale cu surparea rocilor înconjurătoare.

Extinderea în continuare a metodei de exploatare cu subetaje se face numai la mina Săsar (pînă la circa 50%) şi la mina Şuior (80—90%).

Principala cauză pentru care nu este indicată extinderea şi la alte mine a metodelor cu subetaje, deci în orice condiţii de zăcămînt, constă în aceea că gradul de valorificare a rezervelor de minereu cu această metodă se situează sub nivelul realizat cu alte metode, ca urmare a pierderilor şi diluţiilor mai mari. Deşi insuficient elucidată, problema nivelului posibil de realizat cu această metodă, în privinţa pierderilor şi diluţiilor pe baza experienţei acumulate de unităţile care aplică această metodă, se poate

Tabelul 3

Indicatorii posibil de obţinut (proiectaţi) la diverse mine, cu metode de exploatare tip, comparativ cu metoda de exploatare în subetaje

Unitatea	Mărimea indicatorilor faţă de cei obţinuţi prin metode cu subetaje (consideraţi 100%), %				
Indicatorii	ME_1	ME_2	ME_3	ME_4	ME_5
Mina Şuior					
— Randament în abataj	67	86	—	—	—
— Consum specific de lemn	250	200	—	—	—
— Diluţie	53	16	—	—	—
— Pierderi	29	17	—	—	—
Mina Ilba					
— Randament în abataj	—	—	100	62	—
— Pierderi	—	—	80	53	—
— Diluţie	—	—	126	95	—
— Costuri	—	—	74	107	—
Mina Nistru					
— Randament în abataj	—	—	65	—	—
— Consum de lemn de mină	—	—	613	—	—
— Diluţie	—	—	129	—	—
— Pierderi	—	—	55	—	—
— Costuri	—	—	90	—	—
I. M. Baia Borşa					
— Randament în abataj	—	—	76	—	94
— Consum de lemn de mină	—	—	30	—	181
— Diluţie	—	—	200	—	112
— Pierderi	—	—	126	—	100
Mina Săsar					
— Randament în abataj	—	—	79	44	—
— Consum de lemn de mină	—	—	133	300	—
— Pierderi	—	—	137	112	—
— Diluţie	—	—	90	71	—
— Costuri	—	—	138	146	—

afirma că, din acest punct de vedere, metodele cu subetaje nu sînt competitive, în cazul zăcămintelor relativ bogate în componenţi utili.

Avînd în vedere faptul că metodele cu subetaje au şi avantaje certe, dar şi dezavantaje la fel de evidente, problema extinderii lor este de mare complexitate, fiind, în final, o problemă de studiu aprofundat. Acest fapt impune analizarea detaliată a problemelor privind alegerea metodelor de exploatare, ţinînd seama de cît mai multe aspecte şi, mai ales, de cel al eficienţei economice imediate şi de perspectivă.

Această atenţie se impune mai ales în cazul cînd se au în vedere metodele de exploatare cu subetaje, la care atît avantajele, cît şi dezavantajele se concretizează în valori absolute mari.

Urmarea firească a celor menţionate este faptul că alegerea metodei de exploatare pentru fiecare panou, zonă sau mină trebuie să se facă cu mult discernămînt pentru a se adopta pentru fiecare caz în parte, metoda cea mai adecvată, privită din toate punctele de vedere.

II. Metodologii utilizate pentru alegerea metodei de exploatare a unui panou, zonă, zăcămînt

Activitatea de alegere a metodei de exploatare adecvate, mai ales atunci cînd se are în vedere un zăcămînt întreg, este considerată de către unii specialişti deosebit de complexă, laborioasă şi de mare răspundere, iar decizia trebuie să fie fundamentată prin studii.

Complexitatea deosebită derivă din următoarele considerente.

a. Există un mare număr de factori geo-minieri ce trebuie avuţi în vedere, care însă nu pot fi stabiliţi — în toate cazurile — suficient de exact şi care pot suferi modificări pe parcursul exploatării. Literatura de specialitate recomandă analiza a cel puţin 10 factori naturali (geometrici, geologici, fizico-mecanici) ce trebuie cît mai bine stabiliţi prin cercetarea geologică.

b. Criteriile ce trebuie avute în vedere la alegerea metodelor de exploatare sînt şi mai numeroase decît factorii de influenţă. Printre cele mai importante criterii (condiţii) se impune să fie avute în vedere — cel puţin — următoarele :

— condiţiile de securitate a zăcămîntului şi a muncii, care au rol hotărîtor, conducînd la excluderea anumitor clase de metode de exploatare în întregime, dacă metoda, în contextul factorilor geo-minieri daţi, nu poate asigura cerinţele impuse de „Normele de protecţie a muncii pentru industria minieră" ;

— condiţiile tehnico-funcţionale ale utilajelor, inclusiv posibilităţile de procurare şi de asigurare a cadrului normal de funcţionare (compatibilitatea cu factorii naturali, fiabilitate, preţ de achiziţie, caracteristici tehnice, posibilităţi şi cheltuieli de reparaţii etc.) ;

— condiţiile economico-organizatorice (grad de recuperare a metalelor, capacitate de producţie, randamente miniere, consumuri specifice la principalele materiale, cheltuieli la nivelul abatajelor şi pe unitate, valoarea investiţiilor necesare, existenţa de lucrători cu calificare adecvată etc.) ;

— condiţiile de conjunctură sau specifice, impuse de diferite niveluri de decizie.

c. Datorită factorilor geo-minieri atît de diferiţi şi condiţiilor tot mai numeroase ce se cer a fi îndeplinite de către o metodă de exploatare s-a ajuns la o mare diversificare a acestora, în cadrul celor opt clase de metode de exploatare recunoscute în general de către literatura de specialitate, cunoscîndu-se peste 150 de metode şi variante de metode de exploatare, iar în cadrul acestora mii de variante tehnologice de lucru. (Pe baza unui program întocmit de specialişti din cadrul Institutului de Mine Petroşani numai pentru metoda de exploatare în subetaje a zăcămîntului Şuior s-au stabilit 14 400 variante posibile de lucru la nivelul subetajului, prin modificarea parametrilor aferenţi diverselor faze tehnologice).

Tocmai datorită compexităţii deosebite a problemei, pînă în prezent nu s-a reuşit să se stabilească o metodologie unitară şi definitivă pentru alegerea celei mai adecvate metode de exploatare pentru un panou, filon, zonă, zăcămînt. Ca urmare se recurge încă la combinarea unor procedee ştiinţifice cu cele empirice, care au în vedere mai ales tradiţia, experienţa, rutina, analogia cu situaţii asemănătoare.

Dintre metodologiile propuse de-a lungul anilor, în literatura de specialitate, pentru alegerea metodei de exploatare se menţionează următoarele : metoda directă (indicată de R.P. Kalpunov) ; metoda prin excludere (recomandată de Şt. Covaci şi N. Imenitov) ; metoda fundamentată pe logica simbolurilor (propusă de M. Georgescu) ; metoda aproximărilor succesive (elaborată de A. Budka) ; metoda de generare şi evaluare a variantelor, bazată pe modelarea economico-matematică (recomandată de A. Simionescu) ; metodologia de modelare economico-matematică, bazată pe sinteza metodelor de exploatare (propusă de N. Leţu, V. Barboloviciu şi Fl. Buşe).

Deşi nu s-a ajuns la o metodologie sau la mai multe metodologii unanim acceptate, au fost stabilite, pe linia alegerii metodelor de exploatare, cîteva principii, în general admise, chiar dacă nu respectate în toate cazurile.

S-ar putea menţiona între altele următoarele :

— alegerea metodei de exploatare trebuie considerată ca o decizie de mare importanţă, care impune o răspundere, de cele mai multe ori, colectivă ;

— pentru a asigura o decizie cît mai corectă, este necesar ca aceasta să se bazeze pe date exacte şi numeroase ; numai deciziile bazate pe un număr corespunzător de informaţii pertinente au şansa să fie eficiente şi viabile ;

— la alegerea şi prelucrarea informaţiilor trebuie să se ţină seama de evoluţia în timp a tuturor elementelor care intervin în fundamentarea deciziei (factori naturali, criterii de alegere, indicatori posibil de obţinut cu diverse metode de exploatare etc.) ;

— schimbarea unei metode de exploatare se poate face — în anumite cazuri — relativ simplu, dar în alte cazuri foarte greu (mai ales din punctul de vedere al utilajului şi modului de dirijare a presiunii) ; în cazul metodelor care pot fi greu înlocuite, este necesar un plus de prudenţă în alegerea lor ;

— la prelucrarea informației, pentru luarea deciziei, este indicat să se parcurgă un anumit drum, astfel încît apropierea de fundamentarea deciziei să se facă cît mai logic și riguros, pornind de la excluderea metodelor neadecvate și mergînd pînă la compararea, pe criterii economice, a celor care se pretează;

— regula cea mai importantă ce trebuie respectată în alegerea metodei este aceea referitoare la parcurgerea cu maximă atenție și exigență a tuturor etapelor ce intervin în luarea și aplicarea deciziei.

Din multiplele scheme prezentate în literatura de specialitate privind etapele necesare de parcurs în luarea și aplicarea (momente inseparabile) unei decizii, se redă în figura 1 una din cele mai complete.

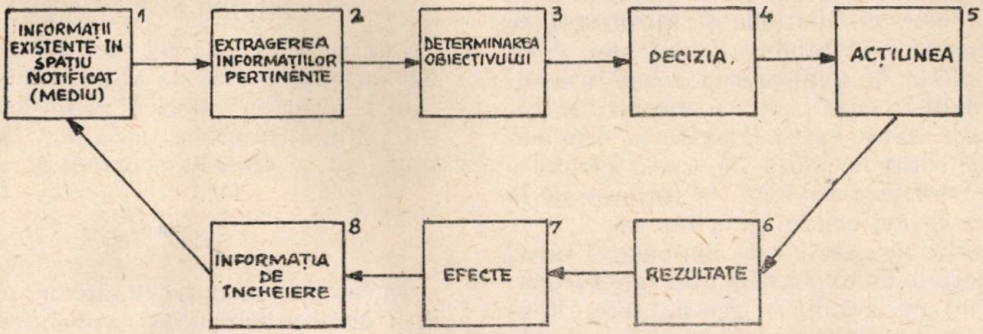


Fig. 1

Deși toate cele opt momente prezentate în schemă sînt foarte importante în luarea și aplicarea deciziei, este evident că momentelor 2—5 trebuie să li acorde un spor de atenție. Cu precădere se impune o mai mare atenție la luarea deciziei — momentul esențial al schemei — cînd trebuie analizate cu mai multă atenție atît informațiile pregătite, cît și valoarea efectivă a criteriilor avute în vedere la recomandarea unei variante. Este indicat și se practică regula ca în cadrul „momentului" luării deciziei să se ceară celor care au pregătit acest moment, prin activitatea anterioară, să revadă, completeze și să adîncească activitățile ce preced luarea deciziei. Valoarea decizei valorificîndu-se în etapa a VI-a (rezultate), este esențial ca momentul intermediar (acțiunea) să se desfășoare în modul gîndit și calculat pînă la luarea deciziei, deci se impune o preocupare deosebită pentru atingerea parametrilor care au fost proiectați (calculați, estimați, propuși).

În cazul neatingerii acestor parametri, trebuie parcurs din nou drumul de luare a deciziei (ciclic), stabilindu-se erorile și modul de lichidare a acestora, modificîndu-se, eventual, chiar decizia anterioară.

Fiecare din cele opt momente ale luării deciziei se poate desfășura la un grad de extindere, profunzime, detaliu și cu un aparat științific diferit (funcție de implicațiile deciziei și posibilitățile decidenților), ceea ce conduce efectiv la un număr mare de modalități concrete pentru luarea deciziei, începînd cu cele empirice (la nivelul șefului de sector), pînă la cele superioare, cu utilizarea calculatoarelor folosite de către instituții de specialitate.

III. Considerații asupra unor posibile metodologii pentru fundamentarea alegerii metodelor de exploatare

Datorită numărului mare de modalități concrete pentru luarea deciziilor de alegere a metodelor de exploatare și faptului că nu există încă metodologii unanim acceptate și eficiente, pentru toate situațiile ce pot apărea în activitatea efectivă a unităților, este firesc să continue preocupările (acumulările cantitative) pe această linie, prin expunerea unor noi puncte de vedere asupra problemei.

Cum decizia de alegere a metodei de exploatare poate privi un panou, un filon, o zonă de zăcămînt sau un zăcămînt în totalitate, este normal ca și metodologiile de luare a deciziei să difere, cel puțin în privința volumului și mijloacelor de prelucrare a informațiilor.

Se prezintă, în continuare, două metodologii de lucru, posibil de aplicat de către unități în cadrul actualului sistem informațional al lor, una pentru luarea deciziei la nivelul panoului sau al unei zone restrînse, alta pentru o mină (zăcămînt) în totalitate.

1. *Metodologie de alegere a metodei de exploatare pentru o zonă restrînsă*

În fundamentarea deciziei de alegere a metodei de exploatare pentru un panou sau o zonă redusă de zăcămînt (prelucrarea informației și stabilirea obiectivelor) se consideră necesar să se parcurgă următoarele etape.

a. Se stabilesc, cu cît mai mare precizie, stimulii naturali (condițiile geo-miniere) ce caracterizează zona (panoul), pe baza activității de cercetare geologică.

b. Analizînd atent condițiile geo-miniere, se exclud clasele de metode de exploatare care sînt incompatibile cu unele din condițiile sta-

bilite (de exemplu metodele de exploatare cu înmagazinare în cazul minereurilor cu tendință de cimentare sau autoaprindere, metodele cu surpare în cazul unor roci foarte stabile, metodele cu subetaje clasice la filoane înguste etc.).

c. Din clasele de metode de exploatare compatibile cu condițiile geo-miniere se stabilește un anumit număr de metode, din cele aprobate pentru mina respectivă, care pot fi avute în vedere pentru aplicare.

d. Se analizează criteriile specifice sau de conjunctură, care ar putea impune sau acorda prioritate unei metode de exploatare și se fundamentează, pentru organul de decizie, recomandarea acesteia ca metodă adecvată pentru cazul analizat.

e. Dacă nu există criterii de conjunctură sau specifice, care impun alegerea unei anumite metode (din cele compatibile și aprobate), se continuă analiza cu stabilirea „ierarhiei valorice" a metodelor de exploatare rămase în competiție. În cazul în care pentru o anumită mină, într-o perioadă dată, există un criteriu tehnico-economic prioritar net față de toate celelalte criterii, „ierarhizarea valorică" se impune de la sine în favoarea criteriului prioritar net.

e_1. Se calculează „gradul de compatibilitate" al fiecărei metode de exploatare (din cele rămase în competiție) cu condițiile geo-miniere. Pentru aceasta se propune următoarea relație de calcul:

$$G_{ci} = a_n \cdot b_{ni},$$

în care:

- G_{ci} este gradul de compatibilitate a metodei de exploatare i cu condițiile geo-miniere date;
- a_n — parametrul (coeficientul) ce ține seama de importanța relativă atribuită fiecărei condiții geo-miniere n pentru alegerea metodei de exploatare;
- b_{ni} — parametrul (coeficientul) ce ține seama de nivelul de compatibilitate a condiției geo-miniere n cu metoda de exploatare i.

Valorile pentru a_n și b_{ni} se stabilesc de cei care fac „prelucrarea informației", ținînd seama de indicațiile literaturii de specialitate și de experiență. Se apreciază că a_n ar putea lua valori de la 1 la 5 (spre exemplu valoarea 1 pentru forma zăcămîntului și valoarea 5 pentru stabilitatea rocilor sau conținutul în componenți utili), iar b_{ni} de la 1 la 10.

Condițiile ce ar trebui avute în vedere sînt: forma, grosimea, înclinarea, stabilitatea (minereului și a rocilor înconjurătoare), accidentele tectonice, conținutul în componenți utili, intercalațiile de steril, adîncimea de la suprafață, afluența de ape, emanațiile de gaze, predispoziția la cimentare și autoaprindere, delimitarea între minereu și rocă etc.

e_2. Pe baza unui număr finit de criterii economice se calculează „valoarea economică" a fiecărei metode cu relația:

$$V_{ei} = V_n \cdot p_{ni},$$

în care:

- V_{ei} este „valoarea economică" a metodei de exploatare i, în funcție de criteriile economice n;
- V_n — parametrul care ține seama de importanța relativă atribuită fiecărui criteriu economic;
- p_{ni} — parametrul ce ține seama de poziția ierarhică a metodei i (comparativ cu celelalte metode în competiție) din punctul de vedere al criteriului n.

Pentru V_n și p_{ni}, cei care fac prelucrarea informației ar putea da valori între 1 și 10.

e_3. „Ierarhia valorică" a fiecărei metode rezultă din însumarea „gradului de compatibilitate" cu „valoarea economică":

$$I_{vi} = G_{ci} + V_{ei}.$$

În cazul unor mine cu cîteva „grupe" de condiții geo-miniere relativ constante, se poate calcula un anumit număr de „ierarhii valorice", specifice fiecărei grupe de condiții, astfel încît pentru o anumită grupă de condiții să se aleagă, într-o perioadă dată, aceeași metodă.

De asemenea, este posibil ca „valoarea ierarhică" calculată pentru condițiile dintr-o mină să fie preluată de către o mină cu condiții apropiate.

Valoarea deciziei luate prin această metodă este determinată de precizia cu care se stabilesc condițiile geo-miniere și atenția, respectiv obiectivitatea, cu care se aleg valorile parametrilor a_n, b_{ni}, v_n și p_{ni}.

2. *Metodologie de alegere a metodei de exploatare pentru un zăcămînt întreg*

Stabilirea metodelor (metodei) adecvate pentru exploatarea unui zăcămînt întreg se face prin documentații mai laborioase (PE sau SCI), întocmite de către institute de specialitate. Dar, deși laborioase, aceste documentații — prin norma lor de conținut — nu asigură o examinare sistematică a problemei, de cele mai multe ori fundamentarea propunerii de decizie făcîndu-se pe baza prezentării sumare a unor argumente tehnice sau economice, respectiv a examinării numai a unor criterii (de cele mai multe ori capacitatea de producție, productivitatea și costurile la nivelul abatajului). În lipsa unor fundamentări riguroase, deciziile se iau, în unele cazuri, fără a exista certitudinea deplină că sînt cele mai eficiente.

Pentru a spori nivelul de eficiență a acestor fundamentări de decizii, se propune metodologia de lucru prezentată în continuare.

a. Se consideră următoarele premise de la care se pornește analiza de fundamentare a deciziei :

— rezervele sînt cercetate și au parametri geo-minieri și tehnologici stabiliți ;

— s-a efectuat analiza de principiu asupra claselor și metodelor de exploatare posibil de aplicat, inclusiv ierarhizarea lor valorică (similar ca la nivelul zonelor restrînse) ;

— au fost alese 2—3 metode pentru care s-au întocmit proiecte de execuție, calculîndu-se toți indicatorii impuși de normele de conținut pentru astfel de documentații ;

— pe baza datelor menționate anterior urmează a se fundamenta care dintre metodele analizate este cea mai eficientă, în lipsa acțiunii unor factori care să impună o anumită metodă după criterii de conjunctură ; în lipsa unor criterii de conjunctură, este normal să se considere ca cea mai eficientă acea metodă care asigură beneficiul (venitul net total) cel mai mare.

b. Întreaga fundamentare se poate face pornind de la rezerva de bilanț omologată T_b (tone) și considerînd că venitul net este determinat de influența simultană a patru grupe de factori, și anume : valoarea metalelor obținute dintr-o tonă de rezervă consumată (funcție de mărimea componenților utili și gradul de valorificare influențat de metodele de exploatare) ; cheltuielile de extracție și preparare ; mărimea rezervelor pierdute ca urmare a diferențelor dintre metodele de exploatare și mărimea valorii producției realizate într-un an (funcție de capacitatea de producție, influențată esențial de metoda de exploatare).

c. Se calculează pentru fiecare variantă venitul net (beneficiul) imediat obținut an de an ca urmare a activității de extragere și valorificare a rezervei. Se adaugă apoi, la acest venit inițial, acela asigurat de către unele din metodele analizate, ca urmare a faptului că asigură un nivel de producție mai ridicat și se scade cheltuiala suplimentară dată de unele metode prin consumul suplimentar de rezervă pentru asigurarea aceleiași valori de producție.

d. Venitul inițial se calculează cu relația :

$$B = (V_m - C_T)\, T_e, \text{ lei},$$

în care :

V_m reprezintă — valoarea metalelor rezultate dintr-o tonă de rezervă de bilanț consumată, lei ;

C_T — cheltuielile pentru extracția și prelucrarea unei tone de rezervă de bilanț, lei ;

T_e — cantitatea de masă filoniană (rezervă) luată în calcul, t.

Valoarea metalelor se poate calcula cu relația :

$$V_m = \frac{C_{zi} \cdot K_{mi} \cdot r_i \cdot W_i}{K_d}, \text{ lei},$$

în care :

C_{zi} este — conținutul geologic al rezervei de bilanț pentru fiecare component util, % sau g/t ;

K_{mi} — coeficientul de recuperare a metalelor (elementelor utile), pentru fiecare component ;

r_i — randamentul marfă global obținut la prelucrarea minereului, pentru fiecare metal ;

W_i — prețul de vînzare al fiecărui metal în concentrate (produse) miniere, lei/t ; lei/kg ;

K_d — coeficient (constantă), egal cu 100 pentru exprimarea lui C_{zi} în % și 1 000 pentru $C_{z.i}$ în g/t.

Pentru calculul lui C_T se utilizează relația :

$$C_T = K_q(C_e + C_p), \text{ lei},$$

în care :

K_q este — coeficientul de transformare cantitativă ;

C_e — cheltuielile totale pentru extracția unei tone de minereu, lei ;

C_p — cheltuielile totale pentru prelucrarea unei tone de minereu, lei.

e. Pentru calculul venitului obținut ca urmare a faptului că prin utilizarea unora din metodele de exploatare analizate se pot realiza capacități de producție și producții efective mai mari pe an, se fac următoarele considerente :

— se presupune că față de metoda cu cea mai mică valoare de producție o altă metodă asigură anual un plus de producție de P lei ;

— plusul de P lei realizat anual poate asigura din anul următor un venit suplimentar (prin dobînzi sau activități cu beneficiu) proporțional cu valoarea P și cu coeficientul de cîștig a (de dobîndă sau de beneficiu).

Deci, în primul an după realizarea producției suplimentare P, se poate obține un venit suplimentar net (datorită folosirii banilor obținuți în plus în primul an) egal cu :

$$V_{s1} = P(1 + a) - P, \text{ lei}.$$

În anul al doilea venitul suplimentar va fi :

$$V_{s2} = (V_{s1} + P)(1 + a) - 2\,P.$$

După n ani, de la anul în care se obține venit suplimentar din utilizarea fondurilor obți-

nute prin realizarea de producție suplimentară, cîștigul suplimentar total va fi egal cu :

$$V_{sn} = \frac{P(1+a)\,[(1+a)^n - 1]}{a} - Pn, \text{ lei.}$$

f. Cheltuielile suplimentare provenite din faptul că prin anumite metode de exploatare se consumă o cantitate de rezervă mai mare, pentru aceeași valoare de producție (coeficient de recuperare mai mic), se pot calcula cu relația :

$$C_s = T_{bs}\, C_{cc}, \text{ lei,}$$

în care :

T_{bs} este consumul suplimentar de rezervă necesar în fiecare an pentru a compensa diferența de grad de recuperare (pierderi suplimentare), t;

C_{cc} — cheltuielile unitare pentru cercetările geologice aferente promovării unei tone de minereu cu valoare echivalentă de metale cu cea a zăcămîntului pentru care se face analiza, lei/t echivalentă.

Calculul lui T_{bs} se poate face cu relația :

$$T_{bs} = \frac{V_{mM} - V_{mi}}{V_{mM}} \cdot T_{eM}, \text{ t,}$$

în care :

V_{mM} este valoarea metalelor obținute prin consumul unei tone de rezervă de bilanț, în cazul metodei de exploatare cu grad maxim de recuperare, lei/t ;

V_{mi} — valoarea metalelor obținute prin consumul unei tone de rezervă de bilanț în cazul metodei de exploatare i, lei/t ;

T_{eM} — cantitatea de rezervă prevăzută a se consuma anual în cazul metodei cu grad maxim de recuperare.

g. Avînd pentru cele 2—3 metode de exploatare analizate veniturile inițiale (anuale), veniturile suplimentare pentru capacitatea de producție suplimentară și cheltuielile pentru consumul suplimentar de rezervă, se poate calcula, pe un anumit interval de timp (1 an, 1 cincinal) sau pe total rezervă, venitul net total realizat cu fiecare metodă. Metoda care va asigura venitul net cel mai mare trebuie să fie recomandată organului de decizie pentru a fi aleasă în vederea aplicării. Procedînd în modul expus, se obține un spor de certitudine privind faptul că metoda aleasă este cea mai indicată pentru condițiile date, din punctul de vedere al criteriilor economice.

Mentenanța mașinilor și instalațiilor din industria minieră (I)

Prof. dr. doc. **I. N. Constantinescu**
dr. ing. **A. V. Darabont**
fiz. **M. Ciodaru**

I. Introducere

În orice industrie, inclusiv în industria minieră, eficiența determină obținerea unor producții sporite. Eficiența cu care sînt utilizate utilajele și personalul pentru a converti materiile prime cu valoare mică în produse cu valoare mai ridicată determină productivitatea industriei respective.

Pentru obținerea unei eficiențe maxime, este esențial ca investiția inițială și timpul necesar de la conceperea instalației pînă la prima zi de producție să fie cît mai mici posibile, în timp ce productivitatea sa și timpul său de funcționare să fie cît mai mari. Acești factori pot fi optimizați la diferite moduri.

Cînd este necesară o durată mare de funcționare, se pune problema reducerii costurilor de întreținere.

Datorită tendinței actuale din industria minieră spre instalații tot mai perfecționate, cu un grad ridicat de automatizare, întreținerea devine un factor din ce în ce mai important, atunci cînd se consideră rentabilitatea unui ciclu de viață a instalației. Rentabilitatea analizată prin prisma întreținerii depinde nu numai de costurile întreținerii, dar și de disponibilitatea și modul de utilizare a instalației.

Conducerile întreprinderilor trebuie să țină seama de beneficiile utilizării unor metode de întreținere care pot contribui la reducerea la minimum a timpului de întrerupere a funcționării instalațiilor.

În prezentul material, autorii își propun să prezinte metoda de *întreținere în funcție de stare a mașinilor și a instalațiilor și în special controlul permanent al vibrațiilor* care pot constitui

o sursă importantă de economisire a unor fonduri de întreținere și permit mărirea duratei de utilizare a instalației.

● Metoda *întreținerii în funcție de stare* implică studierea (determinarea) stării mașinii sau instalației în timpul funcționării sale. În acest mod, reparația se face numai atunci cînd se indică deteriorarea stării. Această metodă poate prezice și momentul la care se va produce avaria și poate chiar diagnostica defectele.

Beneficiile întreținerii în funcție de stare sînt foarte multe, dintre care amintim: creșterea duratei de utilizare a mașinii, descreșterea costurilor de întreținere, îmbunătățirea relațiilor cu beneficiarii, îmbunătățirea calității produselor, creșterea disponibilității mașinii, reducerea duratei opririlor neplanificate, reducerea stocurilor de piese, îmbunătățirea securității muncii ș.a.

● *Controlul permanent al vibrațiilor* este unul din multiplele moduri de implementare a întreținerii în funcție de stare și, așa cum arată și numele, constă în determinarea continuă a nivelurilor de vibrații ale mașinii sau instalației. Creșterea nivelului de vibrații indică o deteriorare a stării mașinii. Un sistem de control permanent al mașinii dă un semnal de avertizare atunci cînd nivelurile de vibrații ating o valoare prestabilită și deci asigură o supraveghere continuă a mecanismelor importante.

II. Controlul stării instalațiilor cu ajutorul vibrațiilor

Problema uzurii sau defectării unei instalații se poate trata utilizînd trei tipuri de bază de întreținere.

● *Întreținerea pînă la oprirea prin defectare*, conform căreia se lasă instalația să funcționeze pînă se defectează, apoi se repară sau se înlocuiește.

Rezultatul, în cel mai bun caz, va fi o oprire costisitoare a producției, iar, în cel mai rău caz, înlocuirea instalației și riscul corespunzător pentru personalul respectiv. Funcționarea instalațiilor pînă la avarie a fost permisă datorită existenței unor instalații de rezervă. Dublarea unei mașini sau instalații pentru cazul unei avarii neașteptate este, în general, prea costisitoare atît din punctul de vedere al investiției, cît și al spațiului ocupat.

● *Întreținerea preventivă la intervale fixe de timp* presupune demontarea periodică a mașinii, controlul și înlocuirea părților uzate, înainte de a se produce defectarea (fig. 1).

La planificarea acestui tip de întreținere problema constă în alegerea unui interval adecvat de întreținere a mașinii, deoarece timpul real de funcționare înainte de întreținere nu este neapărat constant, ci variază de la un caz la altul.

În figura 2 se prezintă modul în care variază probabil timpul de funcționare a unei mașini pînă la defectare dacă nu se realizează întreținerea preventivă. Se observă că există un interval sigur de funcționare între întreținerile preventive, astfel încît să se prevină toate avariile. Dacă se alege acest interval sigur, vor exista multe cazuri cînd mașina va fi reparată cu mult înainte de a fi necesar. Această situație determină pierderi ale timpului de producție și, prin creșterea frecvenței operațiilor de întreținere, crește incidența erorilor umane la reasamblarea mașinii.

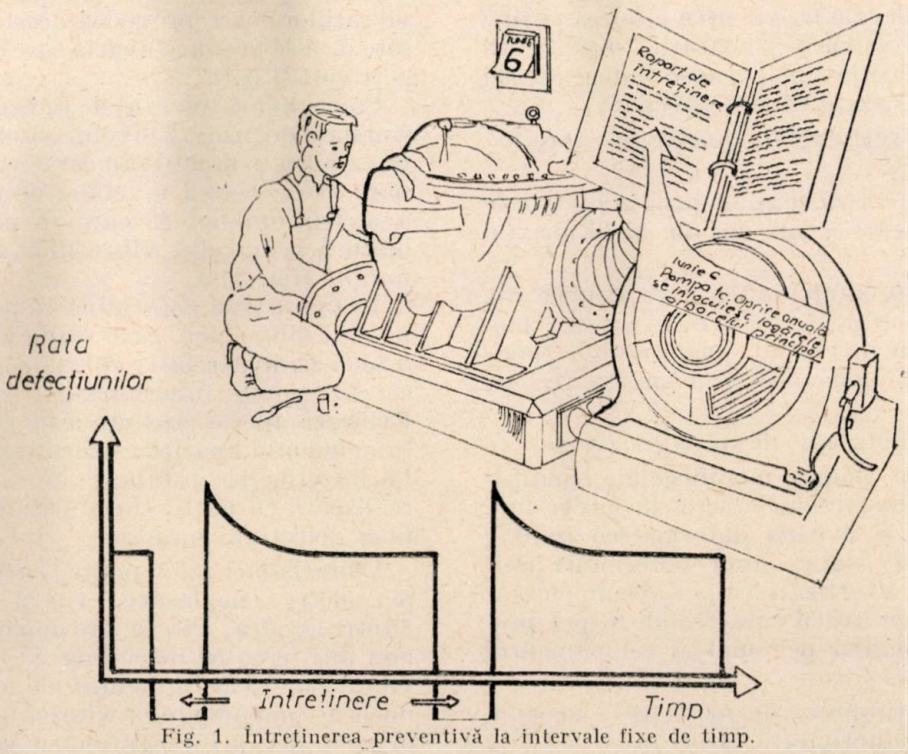


Fig. 1. Întreținerea preventivă la intervale fixe de timp.

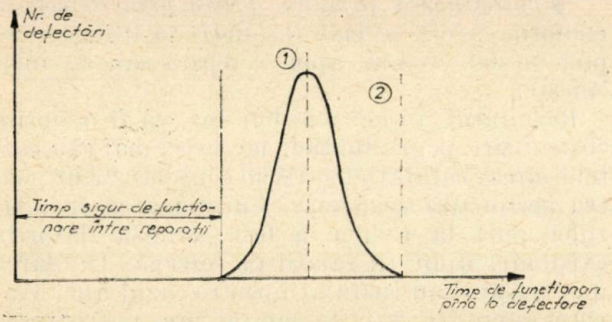


Fig. 2. Variația numărului de defectări cu timpul de funcționare : *1* — timp mediu de funcționare între două defectări ; *2* — timp maxim de funcționare înainte de defectare.

Realizarea întreținerii la intervale de timp determinate de experiența anterioară și de durata de funcționare previzibilă pentru componentele supuse rotirii, de exemplu lagărele, reduce semnificativ probabilitatea unei avarii catastrofale, dar nu previne defectarea neașteptată care apare între reparațiile generale.

Întreținerea preventivă la intervale regulate de timp are cîteva dezavantaje care nu pot fi trecute cu vederea :

— producția poate suferi opriri neplanificate care tind să fie relativ costisitoare ;

— pentru reparațiile planificate trebuie să se afecteze piese de rezervă și personal calificat ; în plus, aceste reparații pot să nu fie imediat necesare.

● *Întreținerea în funcție de stare* este o abordare modernă a problemei.

În cazul acestei metode fiecare mașină este considerată individual, realizîndu-se măsurări ale stării la intervale fixe pentru a putea obține o valoare cantitativă a „sănătății" mașinii. În acest fel, reparațiile sînt permise numai atunci cînd măsurările arată că sînt necesare.

Aplicarea întreținerii în funcție de stare *necesită* :

— verificarea stării mașinii prin măsurări de rutină și compararea lor cu un nivel maxim acceptabil ;

— controlul tendinței stării care implică extrapolarea măsurărilor pentru a prezice momentul atingerii nivelurilor inacceptabile (periculoase) și deci momentul cînd mașina trebuie reparată.

Întreținerea în funcție de stare *permite* :

— avertizarea asupra modificărilor condițiilor de funcționare, dînd un avans de cîteva luni pînă la avarie și evitînd deteriorarea totală ;

— avertizarea asupra unor deteriorări iminente, realizînd avertizări asupra evenimentelor care pot produce avarii catastrofale și pot prezenta riscuri pentru personal și echipamentul utilizat ;

— creșterea timpului de utilizare a mașinii, realizînd o productivitate crescută ;

— identificarea componentelor defecte, permițînd o planificare mai eficientă a întreținerii și evitînd stocurile excesive de piese de schimb ;

— controlul la distanță, de la consola operatorului, fără riscuri pentru acesta.

După cum s-a menționat, scopul controlului stării constă în obținerea unei indicații asupra performanțelor — în timp real — ale unei mașini sau instalații. Aceasta se poate face prin înregistrarea diferitelor mărimi fizice ale mașinii respective, individual sau combinate.

Pentru controlul stării unei mașini se pot utiliza diferite metode, cum ar fi controlul performanțelor, al temperaturii sau presiunii uleiului, dar singura cantitate care dă cele mai multe informații asupra apariției defectelor, la o gamă foarte largă de mașini, *este controlul vibrațiilor*.

Vibrațiile măsurate la suprafețele exterioare ale mașinii conțin o mare cantitate de informații în ceea ce privește procesele interne și reprezintă un mijloc convenabil de apreciere a stării de funcționare a mașinii. O determinare a stării de funcționare a mașinii produce aproape întotdeauna o creștere corespunzătoare a nivelului de vibrații.

Tehnicile disponibile pentru analiza nivelurilor de vibrații variază de la simple verificări periodice pînă la stabilirea unor programe permanente de control al vibrațiilor.

Practic, toate mașinile cu rotor sau cu pistoane sînt candidate la controlul vibrațiilor.

Astfel, ventilatoarele axiale sau centrifuge, turbosuflantele, compresoarele cu piston, morile cu bile, pompele centrifugale ș.a. sînt supuse defectării lagărelor, rotoarelor, arborilor cotiți, supapelor, pistoanelor sau paletelor. Controlul vibrațiilor poate prevedea aceste defecțiuni înainte de a se produce avaria care cauzează distrugeri costisitoare.

Concepția și toleranțele de execuție a unei mașini date determină nivelul absolut la care aceasta va intra în modul său caracteristic de funcționare. O creștere a nivelului de vibrații arată că a apărut un defect care se poate agrava pe măsură ce nivelul vibrațiilor devine mai pronunțat (fig. 3).

În figura 3 se determină în perioada de rodaj nivelul vibrațiilor, care scade ușor, ajungînd la o zonă cu nivel relativ constant, de durată mare, ce corespunde funcționării normale a mașinii. Urmează apoi o creștere a nivelului de vibrații în momentul apariției uzurii sau a unor defecte. La întreținerea în funcție de stare, reparația se realizează cu puțin timp înainte de producerea unei defecțiuni majore.

Vibrația mecanică poate fi măsurată prin trei parametri : deplasare, viteză sau accelerație. Dintre acestea, viteza are domeniul dinamic cel mai mic, ceea ce înseamnă că nivelul global al vibrațiilor va fi influențat de o modificare mai mică a componentelor vitezei decît a celorlalte mărimi, deci acest parametru va da cel mai de-

vreme o indicație a defectelor apărute. De aceea au și fost elaborate standarde care, cu ajutorul parametrului viteză, indică limitele admisibile a căror depășire pune în pericol buna funcționare a mașinii sau a utilajului.

modifică foarte puțin. Pentru a indica mai precis o defectare a mașinii, este necesară *o analiză* în frecvență (fig. 5).

Se observă că analiza spectrală în bandă îngustă (curba *B*) scoate în evidență unele „vîr-

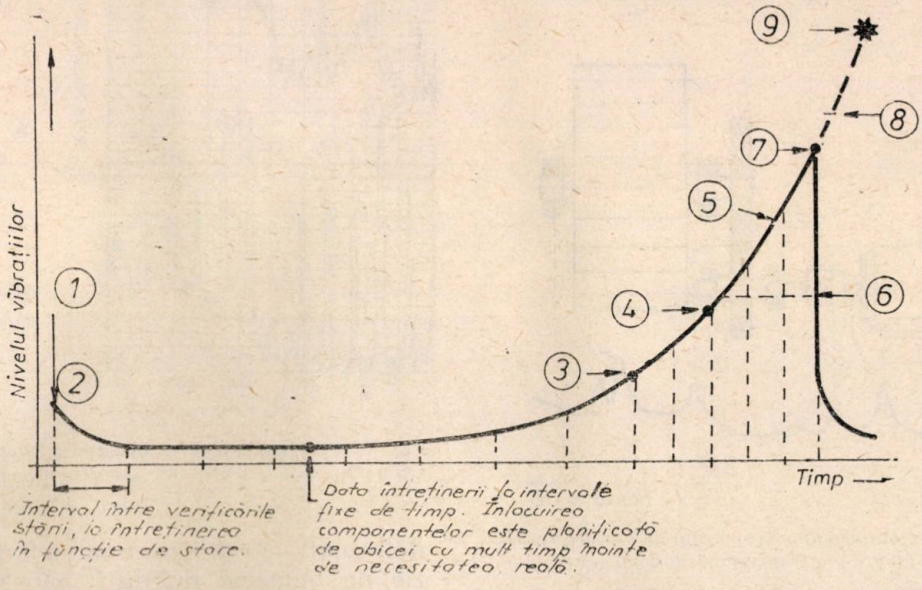


Fig. 3. Variația nivelului vibrațiilor înregistrate pe lagărul unei mașini în rotație: *1* — mașină nouă sau reparată; *2* — perioada de rodaj; *3* — indicarea inițială a defectului; *4* — inginerul de întreținere diagnostichează defectul; *5* — curba de stare tipică a mașinii; *6* — primul nivel de alarmă (avertizare) în sistemele de control permanent; *7* — realizarea reparațiilor planificate; *8* — al doilea nivel de alarmă (oprire) în sistemele de control permanent; *9* — avarie.

În majoritatea cazurilor, măsurările de vibrații trebuie efectuate la sau în apropierea lagărelor. Dacă este posibil trebuie să se obțină date în direcție orizontală, verticală și axială pentru fiecare punct de măsurare (fig. 4).

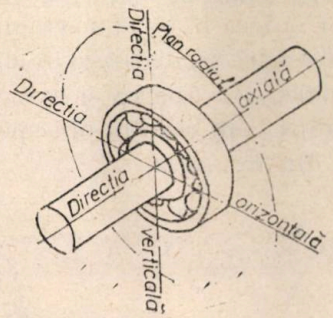


Fig. 4. Direcțiile de măsurare a vibrațiilor la un lagăr.

În general, o analiză simplă, bazată pe măsurarea nivelului global al vibrațiilor, dă numai avertizări asupra defectelor iminente. Dacă se dorește o precizie mai mare, este necesară o altă abordare a problemei. Vibrația globală a mașinii este formată din componente ce provin de la dezechilibrul arborelui, de la lagăre, vîrtejuri de ulei, roți dințate și alte surse de vibrații. Dacă numai una din acestea se mărește, vibrația globală se

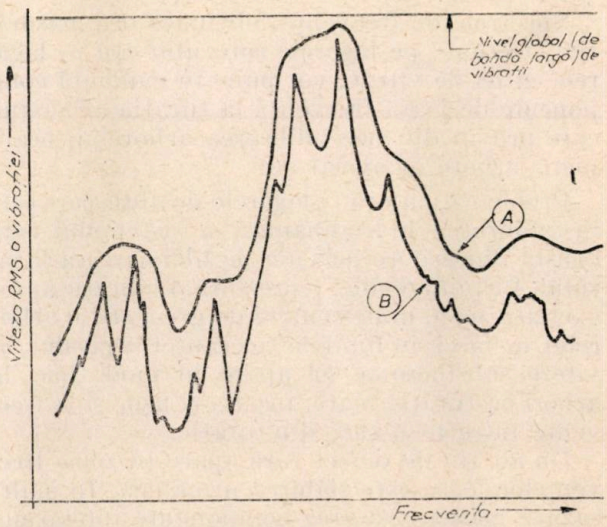


Fig. 5. Analiza spectrală a vibrațiilor înregistrate pe carcasa unui lagăr, realizat cu diferite lărgimi de bandă: *A* — spectrul de frecvență reprezentat în bandă largă; *B* — spectrul de frecvență reprezentat în bandă îngustă.

furi" care pot indica eventuale defecțiuni în organele de transmisie ale mașinii.

Informația prin analiza de frecvență este importantă atît pentru detectarea defectelor incipiente, cît și pentru diagnosticarea cauzei defectului.

Analiza în frecvenţă pune în evidenţă frecvenţele la care s-au produs modificări semnificative ale nivelului, acestea putînd fi corelate cu un anumit fenomen mecanic : dezechilibru, nealiniere, rezonanţă etc.

În figura 6 este reprezentată schematic o moară cu bile.

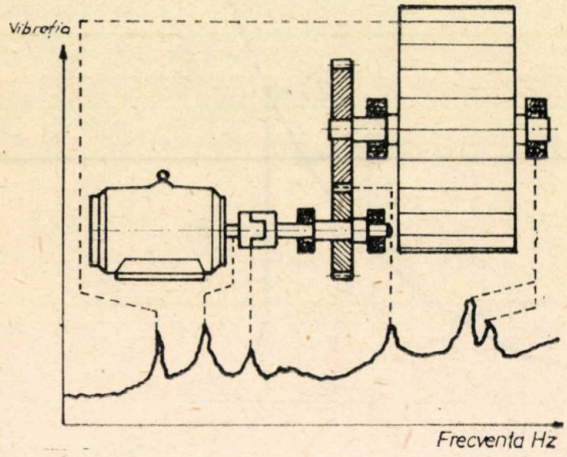


Fig. 6. Distribuţia componentei spectrului de vibraţii corespunzătoare unor elemente ale transmisiei la o moară cu bile.

Se constată că defectele care pot să apară la diferitele elemente ale transmisiei pot fi puse în evidenţă prin creşterea nivelului semnalului componentei corespunzătoare a spectrului.

Spectrele de frecvenţă, obţinute din măsurările efectuate pe lagărele rotorului sau pe lagărele cutiei de viteze, vor pune în evidenţă componente de joasă frecvenţă la turaţia arborelui, care provin din neechilibrarea arborelui, nealiniere, arbore încovoiat etc.

Problema majoră la lagărele de alunecare este instabilitatea hidrodinamică a sistemului care constă din arbore-pelicula de ulei-carcasa lagărului. Vîrtejul de ulei reprezintă o vibraţie autoexcitată acolo unde centrul de greutate al arborelui se mişcă în limitele toleranţei lagărului, la viteze subsincrone. El apare în mod tipic la arbori cu turaţie mare, încărcaţi uşor şi la frecvenţe între 40 şi 49% din turaţie.

Un alt tip de defect care apare în zona frecvenţelor joase este slăbirea mecanică. În multe cazuri, aceasta va crea componente interarmonice şi subarmonice, adică o „semi" armonică, o armonică „o dată şi jumătate", o armonică „de două ori şi jumătate" etc. (fig. 7).

În domeniul frecvenţelor medii se găsesc componentele ce provin de la angrenarea roţilor dinţate de la cutiile de viteze. Ele vor apărea la o frecvenţă corespunzătoare turaţiei înmulţită cu numărul de dinţi ai roţii dinţate şi se numeşte frecvenţă de angrenare a dinţilor.

O cutie de viteze nouă şi de calitate va prezenta doar această frecvenţă, dar uşor modificată. Datorită încărcării mecanice, dinţii vor fi

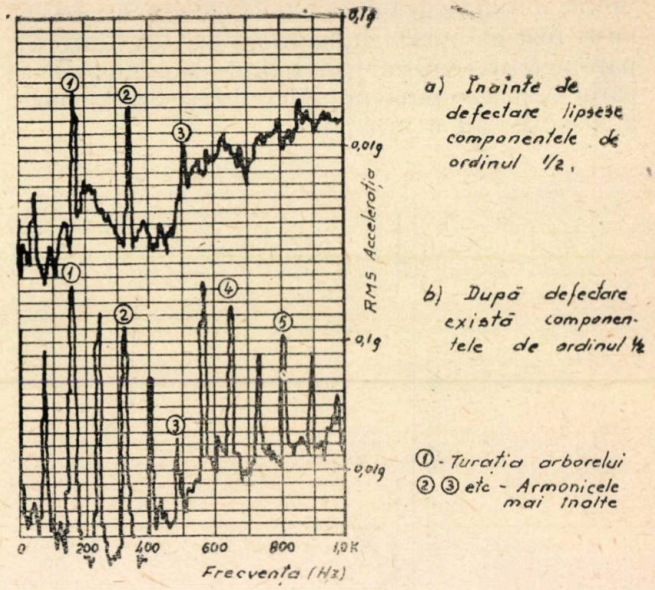


Fig. 7. Apariţia la o turbosuflantă a interarmonicilor 0,5 n; 1,5 n; 2,5 n în cazul unei slăbiri mecanice : n — turaţia.

deformaţi, dar deformarea va fi diferită în funcţie de numărul de dinţi care sînt angrenaţi (fig. 8 *a*).

În figura 8 *a* este reprezentat şi semnalul în timp, simplificat, înregistrat la o cutie de viteze nouă, care conţine atît frecvenţa de angrenare a dinţilor, cît şi armonicile sale superioare.

Atunci cînd cutiile de viteze se uzează, profilul dinţilor se va modifica treptat datorită alunecării flancurilor celor doi dinţi în angrenare, alunecări care se produc în toate punctele, cu excepţia punctului de rostogolire (fig. 8 *b*). Aceasta arată că modificările datorită uzurii cutiei de viteze vor apărea la a doua armonică a frecvenţei de angrenare şi, deoarece modificarea nu este sinusoidală, vor apărea şi armonici superioare, aşa după cum rezultă din spectrograma simplificată din figura 9.

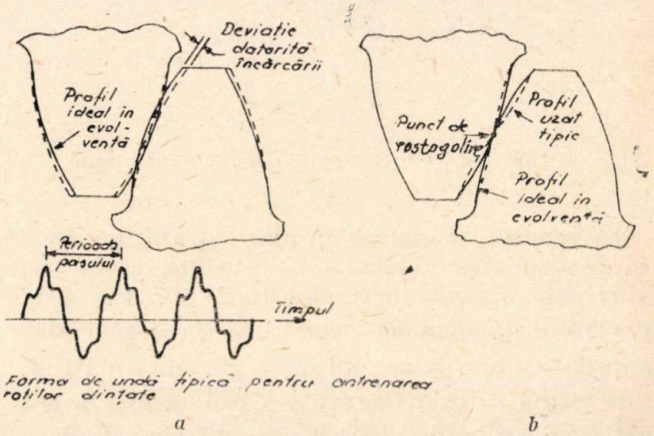


Fig. 8. Deformarea dintelui în angrenare şi reprezentarea simplificată a semnalului pentru o cutie de viteze nouă (*a*); modificări cauzate de uzură în profilul dinţilor (*b*).

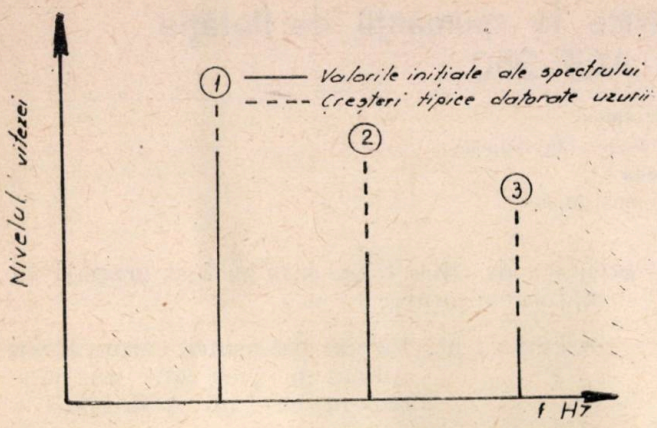


Fig. 9. Spectrul de frecvență care ilustrează creșterea nivelului vibrațiilor, mai mică la frecvența de angrenare și mai mare la armonicile superioare, în cazul roților dințate uzate uniform: *1* — frecvența de angrenare a dinților; *2* și *3* — armonicile superioare.

Trebuie să menționăm că un defect local incipient (de exemplu un dinte fisurat care nu este însă rupt) nu va mări nivelul vibrației la frecvența de angrenare a dinților și armonicile sale.

Să considerăm un dinte fisurat care nu este însă rupt și deci nu este observat de personalul de supraveghere. Datorită rezistenței sale mecanice micșorate în timpul angrenării, dintele fisurat va fi deformat mai mult decît celălalt dinte alăturat. Semnalul rezultant obținut poate fi identic cu un semnal obișnuit de la o cutie de viteze în stare bună, peste care se suprapun o serie de impulsuri care se datoresc deformărilor excesive ale dintelui fisurat (fig. 10 *a* și *b*).

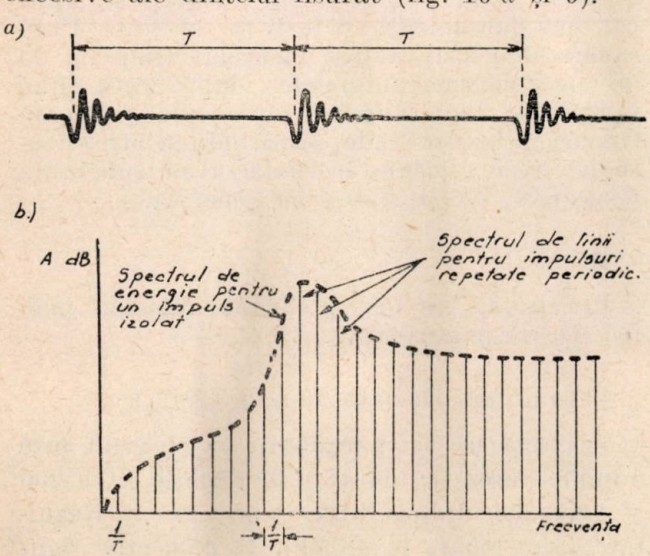


Fig. 10. Semnalele obținute în cazul unui dinte fisurat: *a* — semnalul în funcție de timp; *b* — analiza spectrală.

O altă sursă de semnale ce trebuie considerată o constituie defectele incipiente în rulmenți. Acestea pot fi o fisură sau o coroziune punctiformă pe inelul interior, pe cel exterior sau chiar pe role. Fisura va crea mici impulsuri de fiecare dată cînd una din role trece peste ea. Aceste impulsuri, ca o serie de mici lovituri de ciocan, vor transmite energie carcasei lagărului care, la rîndul său, va vibra cu frecvența sa naturală (frecvența de rezonanță).

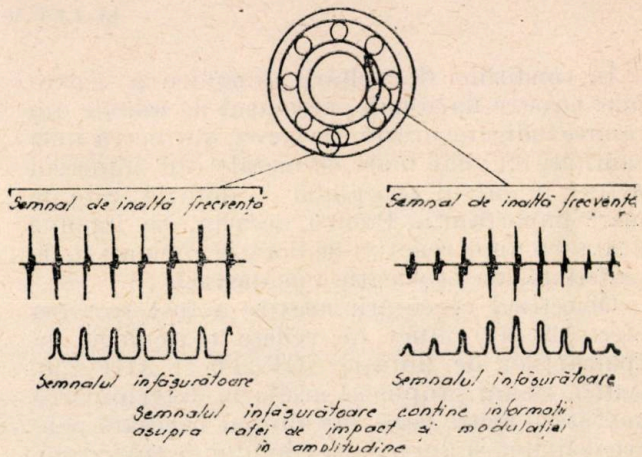


Fig. 11. Semnale produse de defectele inelelor unui rulment.

Dacă efectul este pe inelul staționar, considerat aici a fi cel exterior, fiecare impuls va avea aceeași intensitate. Dacă defectul este pe inelul în rotație, considerat aici ca inelul interior, impulsul său va varia cu modificările încărcării pe role, adică este oarecum modulat în amplitudine (fig. 11).

Bibliografie

[1] Darabont, A., Iorga, I. ș.a. *Măsurarea zgomotului și vibrațiilor în tehnică*. Ed. tehnică, 1983.

[2] Stephenson, B. J. *Analiza vibrațiilor pentru întreținere preventivă*. Engineering, vol. 219, nr. 10, 1979, p. 1276—1278.

[3] * * * *Condition monitoring of industrial machinery*. Using mechanical vibration as a machine health indicator, Brüel & Kjaer.

[4] Angelo, M. *Vibration monitoring of machine*. Brüel & Kjaer, Technical Review, nr. 1, 1987.

[5] * * * *Notes on the use of vibration mesurements for machinery condition monitoring*. Brüel, & Kjaer.

[6] Neale, M. J. ș. a. *Condition monitoring methods and economics*. Symposium of the Society of Environmental Engineers, London, sept., 1975.

[7] Dwnhame, E. ș. a. *The rationale of monitoring vibration on rotating machinery in continuously operating process plant*. American Society of Mechanical Engineers Vibration Conference, Toronto, Canada, 8—10 sept., 1971.

[8] Gibbs, J. A. *Prezicerea avariilor mașinilor rotative prin controlul vibrațiilor*. Instruments and Control System, vol. 54, nr. 5, 1981, p. 51—55.

[9] Hines, G. E. *Prezicerea avariilor prin analiza vibrațiilor*. Instruments and Control Systems, vol. 51, nr. 7, 1978, p. 31—35.

[10] Brown, D. N. ș. a. *Controlul stării mașinilor prin analiza vibrațiilor*. Un studiu de caz într-o instalație petrochimică, Brüel & Kjaer.

[11] Quik, M. M. *Prevenirea defectării echipamentelor prin analiza vibrațiilor*. Pulp and Paper, vol. 54, nr. 9, 1980, p. 83—86.

[12] * * * *Permanent vibration monitoring*. Permanently instaled machine-monitoring systems for a round-the clock watch on vital machinery, Brüel & Kjaer.

Unele date toxicologice cu privire la spumanții de flotație AGF-200 și AGF-250

M. A. Rusu, N. Bucur
Centrul de cercetări biologice Cluj-Napoca
G. Duda
I.C.I.T.P.M.N. Baia Mare

În condițiile dezvoltării dinamice a economiei noastre naționale, necesarul de metale din resurse indigene crește. De aceea, obținerea unei cantități cît mai mari de metale din minereul extras în cursul procesului de flotație este de mare importanță. Pentru aceasta, se impune utilizarea unor reactivi de flotație eficienți și, de preferință, de fabricație românească.

Obiectivul cercetării noastre a fost testarea efectului din punct de vedere toxicologic al spumanților de flotație AGF-200 și AGF-250. Astfel, ne-am propus să urmărim determinarea toxicității acute care este absolut necesară pentru definirea și aprecierea gradului de toxicitate, precum și a testului toleranței cutanate.

Spumanții de flotație, menționați mai sus, sintetizați la I.C.I.T.P.M.N. Baia Mare, din punct de vedere chimic, sînt :

- AGF-200 : tripropilen glicol monometil eter — un lichid incolor cu miros aromatic ;
- AGF-250 : tetra-ceto propilen glicol monometil eter — un lichid de culoare închisă cu miros aromatic.

Cantitatea în care se recomandă să fie utilizați în flotație este de circa 100 g/tonă minereu/ /4 tone apă.

Material și metodă

Experiențele privind efectele spumanților indigeni AGF-200 și AGF-250 s-au efectuat pe șobolani albi Wistar femele, precum și pe iepuri din rasa Chinchilla. Animalele au fost ținute în condiții igienice corespunzătoare, fiind hrănite conform normativelor Ministerului Sănătății.

- *Toxicitatea acută.* S-a determinat pe șobolani femele avînd greutatea de 200 ± 20 g. Administrarea spumanților de flotație s-a făcut prin gavaj per os cu o sondă intragastrică de cauciuc atașată la o seringă, individual pentru fiecare animal, în funcție de greutate. S-au administrat dimineața doze crescînde de AGF-200 și AGF-250, animalele fiind tinere. După administrare, animalele au fost supravegheate (cele care au supraviețuit) timp de 14 zile. Datele obținute au fost prelucrate după metoda probitelor — aplicată după procedeul grafic și numeric, descris de E. Weber (1961). În fiecare lot au fost cel puțin 10 șobolani, în unele cazuri loturile avînd chiar 20—24 animale/lot.
- *Testul de toleranță cutanată.* În cadrul acestui test s-au utilizat iepuri Chinchilla în greutate de circa 1 kg, care au fost grupați în următoarele loturi :

— lotul A : format din iepuri, cărora li s-a aplicat pe piele cîte un pansament cu 1 ml AGF-200 ;

— lotul B : format din iepuri, cărora li s-a aplicat pe piele cîte un pansament cu 1 ml AGF-200, soluție 50% ;

— lotul C : format din iepuri, cărora li s-a aplicat pe piele cîte un pansament cu 1 ml AGF-250 ;

— lotul D : format din iepuri, cărora li s-a aplicat pe piele cîte un pansament cu 1 ml AGF-250, soluție 50% ;

— lotul M sau lotul martor format din iepuri, cărora li s-a aplicat pe piele cîte un pansament cu 1 ml apă de robinet.

În prealabil, pielea iepurilor a fost depilată în regiunea dorso-laterală. Suprafața depilată avea circa 20 cm². Pe această suprafață s-a aplicat apoi pansamentul oclusiv (petch test). Pansamentul oclusiv a fost menținut timp de 24 ore pe epiderma animalelor, după aceea fiind îndepărtat. Iepurii au fost supravegheați în continuare, cel puțin 7 zile, urmărindu-se atît eventualele reacții locale, la contactul cu substanța respectivă, cît și starea lor generală.

Rezultate

Rezultatele au fost prelucrate adecvat pentru fiecare parametru.

Determinarea toxicității acute (DL_{50})

Testarea acestui parametru s-a efectuat prin administrarea spumanților de flotație AGF-200 și AGF-250 în doze diferite, prin gavaj. Rezultatele sînt redate în tabelul 1, respectiv figurile 1 și 2.

Din aceste rezultate se pot constata următoarele : în ceea ce privește AGF-200, DL_{50} este de 6 180 mg/kg corp, cu un interval de securitate cuprins între 6 683 și 5 715 mg/kg (la $p = 0{,}05$). În cazul spumantului AGF-250, toxi-

Tabelul 1

Spumant AGF-200		Spumant AGF-250	
doză, mg/kg corp	procent mortalitate, %	doză, mg/kg corp	procent mortalitate, %
2 850	0	1 480	0
4 760	25	2 964	23,53
5 712	40	4 446	50
6 664	64,2	7 410	75
9 520	86,6	9 880	86,67
12 376	100	12 846	100

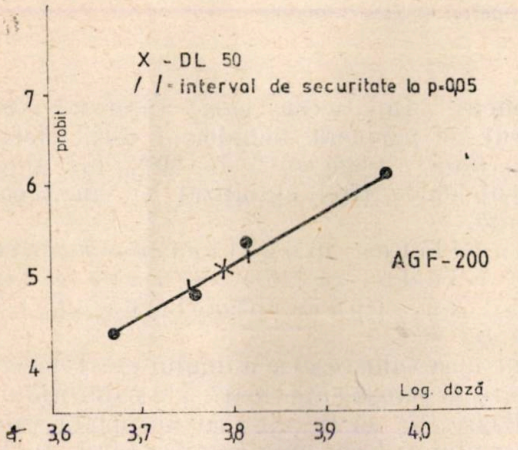


Fig. 1 Curbele probitelor pentru calcularea DL_{50} la spumantul de flotație AGF-200.

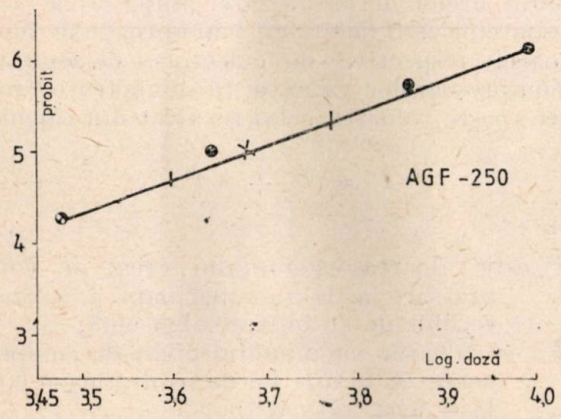


Fig. 2 Curbele probitelor pentru calcularea DL_{50} la spumantul de flotație AGF-250.

citatea acută DL_{50} este de 4 750 mg/kg corp, cu un interval de securitate la $p = 0,05$ cuprins între 5 870 și 3 850 mg/kg corp.

Determinarea toleranței cutanate

Atît în cazul spumantului AGF-200 (concentrat sau 50%), cît și în cazul spumantului de flotație AGF-250 (100 sau 50%), nu se observă nici un semn de iritație locală sau alte manifestări patologice datorită resorbției substanțelor, deci testul cutanat este negativ, fiind de gradul 0, sau substanța este tolerată perfect fără semne de iritare [5].

Din prezentarea datelor noastre se observă că în cazul spumantului de flotație AGF-200, valoarea DL_{50} este de 6 180 mg/kg corp, ceea ce permite încadrarea substanței în categoria „netoxic", iar a spumantului de flotație AGF-250, valoarea DL_{50} este de 4 750 mg/kg corp, fiind considerat astfel „slab toxic".

Testul de toleranță cutanată efectuat pe iepuri cu pansament oclusiv este de gradul 0, deci o toleranță perfectă de către piele a substanțelor.

Unele rezultate ale noastre, care cuprind administrarea subacută la șobolani a unor ape deflotație cu conținut de AGF-250, precum și studiul efectelor apelor de flotație ce aveau AGF-200 și AGF-250 asupra mormolocilor de broască nu indică efecte nocive ale acestora, care să poată fi atribuite spumanților de flotație respectivi; deci nici elemente ale mediului înconjurător nu sînt afectate în urma administrării spumanților studiați.

Toate aceste rezultate, dintre care subliniem pe cele care privesc lucrarea noastră și în mod deosebit slaba toxicitate a substanțelor AGF-200 și AGF-250 (Deichmann, Gerarde, 1969), corelată cu o toleranță cutanată perfectă, îndreptățesc speranțele puse în acești spumanți de flotație și îi recomandă să fie utilizați în instalațiile de preparare a minereurilor, avînd calități comparabile cu spumanții din import, pe care îi pot înlocui cu succes.

În concluzie, în urma experimentărilor noastre, se poate afirma că:

— spumanții românești AGF-200 și AGF-250, din punct de vedere toxicologic, în special ținînd cont de DL_{50}, se încadrează în categoria substanțelor netoxice (AGF-200) și slab toxice (AGF-250);

— spumanții de flotație cercetați sînt toleranți perfect la nivelul pielii.

Prin studiul de față, considerăm că se acordă un sprijin unităților de producție din minerit, în promovarea utilizării reactivilor spumanți indigeni.

Bibliografie

[1] Cotrău, M. *Toxicologie. Principii generale.* Ed. Junimea, Iași, 1978.

[2] Deichmann, W. B., Gerarde, V. W. *Toxicology of drugs and chemicals.* New-York, Academic Press, 1969.

[3] Gosselin, R. E., Hodge, H. C., Smith, R. P., Gleason, N. N. *Chemical toxicology of comercial products.* IV-th ed. Wiliams and Wiliams Co. Baltimore, 1976.

[4] Heywood, P. *Animals and alternatives in toxicity testing.* Academic Press, London, 1983.

[5] Simionovici, M., Cîrstea, A., Vladescu, C. *Cercetarea farmacologică și prospectarea medicamentelor.* Ed. medicală, București, 1983.
[6] Spector, V. S. *Handbook of toxicology.* Vol. I, Saunders Company, Phyladelphya, 1956.
[7] Suteanu, B., Gerdan, A., Ghergariu, S., Popescu, O. *Toxicologie și toxicoze.* Ed. didactică și pedagogică, București, 1977.
[8] Ulanova, I. P. *Methods used in URSS for establising biological sare levels of toxic substances.* Toxicometry and prophylactic toxicology. WHO Geneva, 1975.
[9] Zbinden, C., Flury-Roversi, M. *Significance of the DL_{50} test for toxicologycal evaluation of chemical substances.* Arch. Toxicol., 47, 1981.
[10] Weber, E. *Grundriss der biologische statisstik.* Fischer Verlag, Jena, 1961.

Stabilizarea țițeiului prin destindere în vacuum, încălzire și stripare cu gaze (II)

Ing. N. Dorobanțu
Institutul de cercetări și proiectări pentru petrol și gaze Cîmpina

III. Echipamentele necesare realizării sistemului de stabilizare. Descrierea celor neuzuale

În afara utilajelor existente la un parc de separatoare care funcționează în prezent în sistem deschis, pentru stabilizarea țițeiului sînt necesare, în plus, următoarele utilaje și echipamente.

1. *Separatorul de stabilizare.*

Separatorul constă dintr-o coloană cilindrică, avînd diametrul de 500 — 600 mm și o înălțime de 10—20 m, fiind prevăzută la interior cu sistem de reținere a particulelor de țiței stabilizat, iar la exterior cu sisteme de reglare a nivelului de lichid și de traducere a presiunii interioare.

La partea de jos a interiorului separatorului de stabilizare, se montează dispozitivul de distribuție a gazelor de stripare, sub care se montează ștuțul cu flanșă pentru ieșirea țițeiului stabilizat. În flanșa acestui ștuț, se montează robinetul de reglare a nivelului de țiței în separatorul de stabilizare, iar în continuare, se montează conducta ce dirijează țițeiul stabilizat în rezervoarele de etalonare și respectiv de total, ale parcului.

Intrarea țițeiului în separatorul de stabilizare se face tangențial, pentru a se imprima acestuia o mișcare de rotație datorită căreia picăturile mari de țiței aderă pe pereții separatorului, nefiind antrenate de fluxul de hidrocarburi volatile $C_1 + C_2 + C_{3+}$ ce se ridică către partea superioară a acestuia.

Separarea țițeiului de hidrocarburile volatile se realizează gravitațional, masa specifică a amestecului de hidrocarburi volatile fiind mai mică decît aceea a țițeiului, amestecul respectiv fiind favorizat de reducerea vitezei de curgere a țițeiului în acest separator de stabilizare.

Din cauza vacuumului creat la partea superioară a separatorului de stabilizare, cu ajutorul compresoarelor, particulele de țiței stabilizat au tendința de a însoți amestecul de hidrocarburi volatile în fluxul lui ascendent. În acest caz, intervine reținătorul de particule lichide, al cărui efect în acest scop ajunge pînă la 90% din totalul particulelor de țiței stabilizat ce au această tendință.

Stabilirea poziției de racordare a conductei de intrare a țițeiului în separatoarele de stabilizare H_s.

Pentru ca valoarea vacuumului creat de compresoare la flanșa superioară a separatorului de stabilizare P_s să fie cît mai apropiată valorii vacuumului ce-l pot crea compresoarele la flanșa lor de aspirație P_a, adică vacuumul pe care-l pot crea compresoarele să fie transmis, în valoarea absolută cît mai mare, părții superioare a separatoarelor de stabilizare, amplasarea compresoarelor va fi făcută cît mai aproape de separatoarele respective, iar colectorul de aspirație al compresoarelor va avea un diametru cît mai mare (peste valoarea celui rezultat din calcul):

$$P'_s = P_a + \Delta P_c, \qquad (4)$$

unde:

P'_s este valoarea vacuumului creat de compresoare la flanșa superioară a separatorului de stabilizare, kgf/cm²;
P_a — valoarea vacuumului creat de compresoare la flanșa lor de aspirație (— 0,03 la — 0,04 kgf/cm²);
ΔP_c — pierderile de presiune datorite frecării hidrocarburilor volatile recuperate $C_1+C_2+C_{3+}$ de-a lungul colectorului de aspirație al compresoarelor, kgf/cm².

Valoarea totală a căderii de presiune la nivelul dinamic al țițeiului stabilizat va fi:

$$\Delta P_t = \Delta P_s + \Delta P_c + P_a,$$

unde:

ΔP_t este valoarea totală a căderii de presiune la nivelul dinamic al țițeiului stabilizat, kgf/m²;

ΔP_s — căderea de presiune datorată frecării hidrocarburilor volatile pe pereții separatorului de stabilizare, kgf/m²;

P_a — valoarea vacuumului creat de compresoare la flanșa lor de aspirație (— 300 la — 400 kgf/m²).

Condiția pusă compresoarelor ca să nu aspire țițeiului stabilizat, cînd ele ar funcționa continuu, este asigurată atunci cînd nu există vacuum deasupra nivelului acestuia, adică :

$$\Delta P_t \geqslant 0 \tag{6}$$

sau :

$$\Delta P_s + \Delta P_c + P_a \geqslant 0. \tag{7}$$

Valorile lui ΔP_s și ΔP_c sînt date de relațiile :

$$\Delta P_s = \lambda_s \frac{V_s^2}{2gD_s} H_s \gamma_s, \tag{8}$$

$$\Delta P_c = \lambda_c \frac{V_c^2}{2gd_c} L_c \gamma_s. \tag{9}$$

Introducînd valorile lui ΔP_s și ΔP_c în relația (7), rezultă valoarea lui H_s, în condițiile cînd compresoarele nu antrenează și țiței stabilizat din separatoarele de stabilizare, chiar dacă acestea ar funcționa continuu.

$$H_s \geqslant - \frac{P_a - \lambda_c \frac{V_c^2}{2gd_c} L_c \gamma_s}{\lambda_s \frac{V_s^2}{2gD_s} \cdot \gamma_s}, \tag{10}$$

în care :

H_s reprezintă înălțimea separatorului de stabilizare pe porțiunea dintre conducta de intrare a țițeiului nestabilizat și flanșa superioară a separatorului, în condițiile cînd compresoarele ar funcționa continuu, fără să antreneze și țiței stabilizat, m ;

λ — coeficientul rezistenței hidraulice sau coeficientul de frecare al țițeiului stabilizat de-a lungul separatorului de stabilizare și respectiv colectorului de aspirație al compresoarelor ;

V — viteza de curgere a țițeiului stabilizat, m/s ;

g — accelerația gravitației, 9,81m/s² ;

D_s, d_c — diametrul separatorului de stabilizare și respectiv colectorului de aspirație, m ;

L_c — lungimea colectorului de aspirație, m ;

γ_s — greutatea specifică a țițeiului stabilizat, kgf/m³ ;

$$V_s = \frac{q_s}{S_s}; \quad V_c = \frac{q_s}{s_c}; \tag{11}$$

q_s — debitul de țiței stabilizat aspirat de compresoare (debitul compresoarelor), m³/s ;

S_s — suprafața secțiunii separatorului de stabilizare, m² ;

s_c — suprafața secțiunii colectorului de aspirație al compresoarelor, m² :

$$q_s = n \cdot q_1 ; \tag{12}$$

n — numărul compresoarelor în funcțiune în scopul recuperării hidrocarburilor volatile ;

q_1 — debitul unui compresor, m³/s :

$$S_s = 0{,}785 \cdot D_s^2; \quad s_c = 0{,}785 \; d_c^2; \tag{13}$$

$$\lambda = f\left(Re; \frac{K_s}{r}\right); \tag{14}$$

Re — numărul lui Reynolds ;

K_s — rugozitatea echivalentă, mm ;

r — raza separatorului de stabilizare, respectiv a colectorului de aspirație al compresoarelor, mm ;

$Re > 3\,000$ — regim de curgere turbulent ;

$Re < 2\,300$ — regim de curgere laminar ;

$2\,300 < Re < 3\,000$ — regim de curgere nedeterminat.

Din relația (3), se observă că, prin destinderea țițeiului, cantitatea de hidrocarburi volatile $C_1 + C_2$ ce se eliberează din acesta este mai mare cu cît valoarea vacuumului la care are loc destinderea P_s este mai mare (în valoare absolută).

De aceea, nu se va recurge la stabilirea unei înălțimi H_s la separatoarele de stabilizare cît mai mare (în vederea realizării unui vacuum cît mai accentuat la nivelul flanșei superioare a separatoarelor de stabilizare), în condițiile funcționării permanente a compresoarelor, întrucît efectul de antrenare a particulelor de țiței stabilizat în fluxul de hidrocarburi volatile poate fi anihilat în procent de pînă la 90% prin montarea la partea superioară a separatoarelor de stabilizare a reținătoarelor de particule lichide, iar diferența de 10% putînd fi anihilată, prin reglarea opririi automate a compresoarelor.

Deci, valoarea înălțimii H_s se va stabili constructiv, în funcție de elementele din interiorul

și de pe mantaua separatorului de stabilizare, precum și în funcție de înălțimea rezervoarelor de primire a țițeiului stabilizat, neantrenarea țițeiului stabilizat din separatoarele respective realizîndu-se prin reținătoarele de particule lichide și prin reglarea opririi automate a compresoarelor la o valoare a vacuumului deasupra nivelului dinamic al țițeiului stabilizat, peste capacitatea de reținere a dispozitivului montat în acest scop.

2. *Compresoarele pentru aspirarea hidrocarburilor volatile*

Pentru crearea vacuumului necesar destinderii țițeiului, în vederea eliberării hidrocarburilor volatile $C_1 + C_2$ și aspirarea amestecului de hidrocarburi $C_1 + C_2 + C_{3+}$ de la partea superioară a separatoarelor de stabilizare, se vor utiliza compresoare ECG — Timpuri Noi.

În tabelul 2 sînt trecute caracteristicile celor trei tipuri de compresoare ECG existente în producție de serie la Uzinele Timpuri Noi București, proiectate la comanda I.C.P.P.G. Ploiești, avînd capacitatea maximă de comprimare de 7 kgf/cm² și realizînd un vacuum la flanșa lor de aspirație, de 300 mm col. apă,

Tabelul 2

Tipul compresorului	Motor		Q_c, Nm³/min	P_a, mm col. apă	P_r, kgf/cm²	G, kg/buc
	N, kW	n, rot/min				
ECG—1 (3 cil. Ø110)	7,5	1 000	1,4± 7%	−300 +300	3	440
ECG—2,5 (3 cil. Ø120)	18,5	750	2,3	−300 +300	7	890
ECG—3 (2 cil. Ø130)	15,0	750	2,7	−300 +300	3	970

Se impune trecerea la producția de serie a compresoarelor ECG cu capacitate de comprimare 24—25 kgf/cm², care să realizeze un vacuum la flanșa lor de aspirație de 400—450 mm col. apă, pentru a se putea asigura presiunea necesară condensării hidrocarburilor C_{3+} (superioară tensiunii de vapori a țițeiului, care în cazul de la Conțești este 17 kgf/cm²) și, respectiv, pentru o stabilizare în $C_1 + C_2$ a țițeiului, cît mai accentuată.

Stabilirea diametrului colectorului de aspirație al compresoarelor

Pentru stabilirea diametrului colectorului de aspirație al compresoarelor d_c, în relația (9) se înlocuiește V_c cu valoarea $\frac{nq_1}{0{,}785\, a_c^2}$ și, impunîndu-se o anumită valoare pentru căderea de presiune pe acest colector ΔP_c, care însumată cu valoarea căderii de presiune din interiorul separatorului de stabilizare ΔP_s, stabilită cu relația (8), să rezulte o valoare a vacuumului la nivelul țițeiului stabilizat cît mai aproape de valoarea necesară destinderii optime a țițeiului, în scopul eliberării totale a hidrocarburilor $C_1 + C_2$ din țiței:

$$d_c \geq \sqrt[5]{\frac{n^2 q_1^2 \lambda_c L_c \gamma_{hv}}{12 \cdot \Delta P_c}},$$

unde:

d_c este diametrul interior al colectorului de aspirație, m;

n — numărul compresoarelor în funcțiune pentru aspirația hidrocarburilor volatile de la partea superioară a separatoarelor de stabilizare;

q_1 — debitul unui compresor, m³/s;

λ_c — coeficientul de frecare a hidrocarburilor volatile pe pereții colectorului de aspirație;

L_c — lungimea colectorului de aspirație, m;

γ_{hv} — greutatea specifică a amestecului de hidrocarburi volatile $C_1 + C_2 + C_{3+}$ aspirat de compresoare, kgf/m³.

Pentru menținerea în stare de vapori a hidrocarburilor C_{3+} pînă la intrarea acestora în aspirația compresoarelor, partea superioară a separatoarelor de stabilizare, cît și colectorul de aspirație vor fi izolate termic.

Cantitatea de hidrocarburi volatile, recuperate prin stabilizarea țițeiului, va fi măsurată cu manometrul diferențial montat pe conducta de refulare a compresoarelor.

După manometrul diferențial, se vor monta schimbătoarele de căldură necesare condensării hidrocarburilor C_{3+}. Acest lucru se va realiza prin trecerea, în contracurent cu hidrocarburile recuperate, a țițeiului rece ce iese din claviatura parcului.

Pentru cazurile cînd presiunea ultimei trepte de separare a parcului este prea mică (1,5—2 kgf/cm²), insuficientă pentru învingerea căderilor de presiune rezultate prin frecarea țițeiului în bucla de reglare a nivelului de lichid din separatoare și în schimbătoarele de căldură pentru încălzirea acestuia, precum și pentru învingerea presiunii date de coloanele de lichid din vasul spălător și din separatoarele de stabilizare, se va proceda la montarea pe verticală a separatoarelor SVB de la parc (fig. 4).

Sub formă de condens și sub formă de vapori, hidrocarburile C_{3+}, împreună cu hidrocarburile în stare gazoasă $C_1 + C_2$, sînt dirijate de compresoare în tancul de gazolină, montat în zona centrală a schelei sau la instalația de degazo-

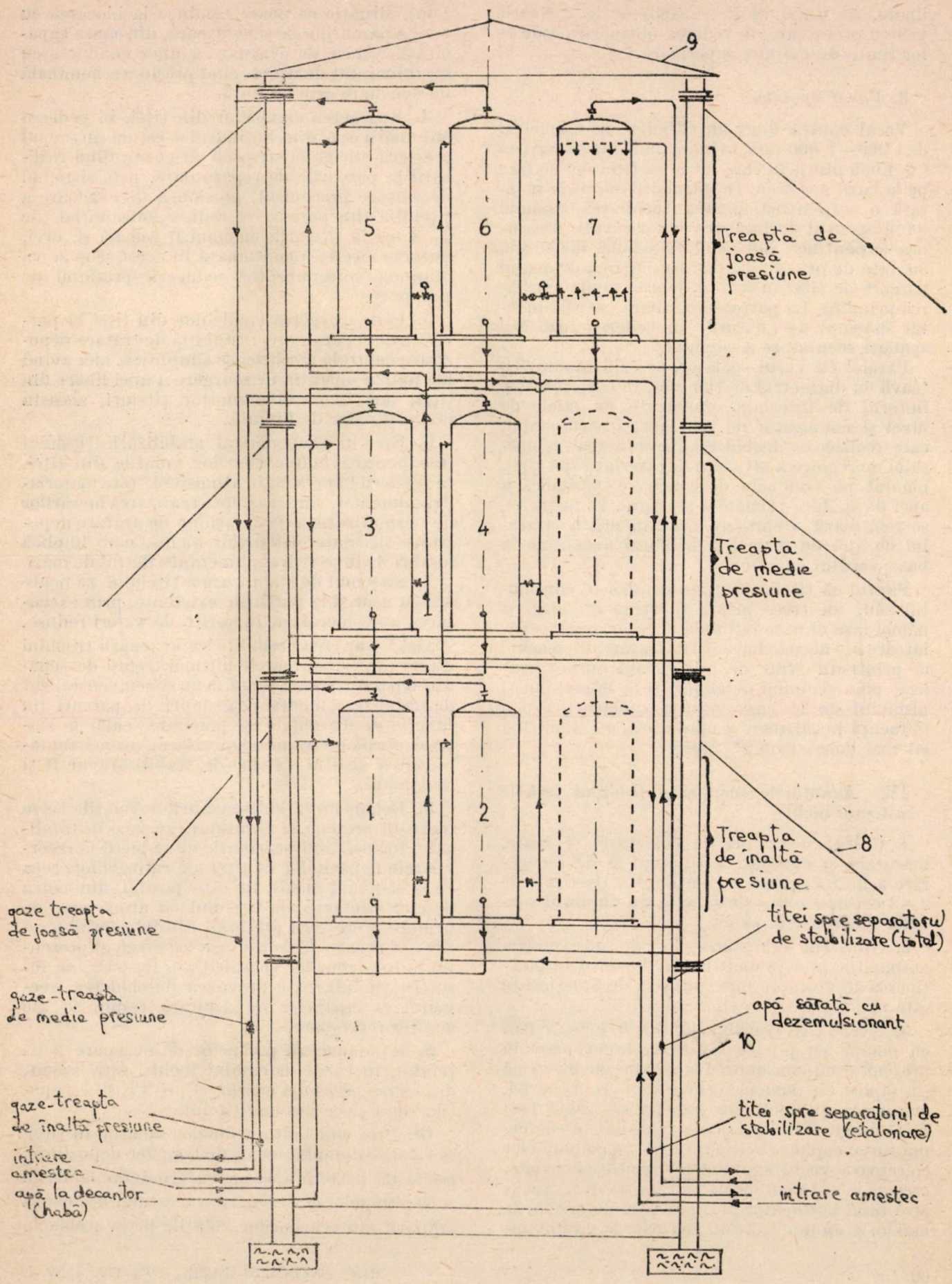


Fig. 4. Sistem de montaj al separatoarelor SVB pentru descărcarea țițeiului din separatoarele de stabilizare cînd presiunea ultimei trepte de separare este mică : *1* — separator etalonare înaltă presiune (SVB-70) ; *2* — separator de total înaltă presiune (SVB-70) ; *3* — SVB-40 etalon ; *4* — SVB-40 total ; *5* — SVB-8 etalon ; *6* — SVB-8 total ; *7* — vas spălător ; *8* — ancore ; *9* — acoperiș de protecție ; *10* — trepied montat (skid).

linare, de unde va fi transportat la rafinărie pentru prelucrare, în vederea obținerii produselor finite de calitate superioară.

3. *Vasul spălător*

Vasul constă dintr-un cilindru cu diametrul de 1 200—1 600 mm, avînd o înălțime gabaritică ($\leq$ 4 000 mm), în care intrarea țițeiului se face pe la baza acestuia. În interiorul său este montată o serpentină, pentru încălzirea țițeiului (cînd agentul de încălzire este aburul). Deasupra serpentinei, sînt montate șicane, dispuse la 30° față de orizontală, pentru mărirea drumului parcurs de țiței în stratul de apă pentru spălarea primară. La partea superioară, se află montat sistemul de „dușuri", în vederea realizării spălării secundare a țițeiului.

Paralel cu vasul spălător, se află montată o țeavă cu diametrul de 100 mm, în care plutește flotorul de interfață, prevăzută cu sticle de nivel și comutator de gaz (aer) instrumental, care realizează închiderea-deschiderea robinetului de reglare a nivelului de interfață apă-țiței, montat pe conducta de evacuare periodică a apei de spălare primară a țițeiului. În acest fel, se realizează o curățare permanentă a stratului de apă de nisipul și nămolul decantate la baza vasului spălător.

Faptul că țițeiul brut, cu emulsii în conținutul său, nu trece printr-un strat de nisip și nămol (așa cum se întîmplă la rezervoarele spălătoare ale actualelor stații de tratare din schele), ci printr-un strat de apă sărată curată (realizat prin sistemul de eliminare a nămolului și nisipului de la baza vasului spălător), are o influență hotărîtoare asupra obținerii unui țiței cît mai curat (sub 1% apă).

IV. Avantajele stabilizării țițeiului față de sistemul închis

1. Costul instalației de colectare, separare, măsurare și evacuare a țițeiului și de recuperare a hidrocarburilor volatile din țiței este de 2—3 ori mai redus (în funcție de numărul sondelor racordate la parc).

2. Numărul echipamentelor de mecanizare-automatizare este mult mai redus și deci menținerea acestora în stare continuă de funcționare este mai ușoară.

3. Evacuarea țițeiului stabilizat se poate face cu pompe cu piston, sigure în funcționare în prezent și cu consum redus de energie electrică (în raport cu pompele centrifuge). În acest fel, evacuarea țițeiului din parcuri se poate face după un grafic de pompări, întocmit în conformitate cu capacitatea de transport a conductelor colectoare vechi existente în schelele petroliere, ceea ce la sistemul închis nu este posibil, evacuarea fiind automatizată (în funcție de nivelurile maxim și minim de lichid prescrise la vasul tampon), situație ce poate conduce la blocarea cu țiței a parcurilor de separatoare, din cauza capacității reduse de evacuare a unor conducte cu grad înaintat de uzură, cînd presiunea nominală de evacuare este limitată.

4. Spargerea emulsiilor din țiței, în vederea eliminării apei din conținutul acestuia (în scopul creșterii eficienței stripării cu gaze), fiind realizată la parcurile de separatoare, prin sistemul de tratare preconizat, presiunea de evacuare a țițeiului din parcuri se reduce substanțial (de 2—3 ori la țițeiurile cu emulsii rebele) și, deci, puterea electrică consumată în acest scop se va diminua corespunzător reducerii presiunii de pompare.

5. Prin spargerea emulsiilor din țiței la parcurile de separatoare, instalația de tratare-depozitare centrală a schelei se simplifică, aici avînd loc numai operația de scurgere a apei libere din țiței, iar, în cazul anumitor țițeiuri, aceasta poate fi chiar desființată.

6. Efectul economic al stabilizării țițeiului (recuperarea hidrocarburilor volatile din țiței, ce se pierd în prezent în atmosferă) este materializat imediat, fără a aștepta realizarea lucrărilor de ermetizare a instalațiilor de tratare-depozitare necesare sistemului închis, care implică lucrări de investiții suplimentare destul de mari.

7. Sistemul de stabilizare a țițeiului se poate aplica ușor și la parcurile existente, prin executarea unor lucrări de investiții de valori reduse.

Dacă s-ar crea posibilitatea evacuării țițeiului direct din separatoarele ultimei trepte de separare a parcurilor existente, la un sistem centralizat de stabilizare, montat pe grupuri de parcuri (în funcție de distanțele de pompare, chiar la stația centrală de tratare-depozitare), atunci rentabilitatea acestui sistem (de stabilizare) ar fi și mai mare.

8. Recuperarea hidrocarburilor volatile ce se pierd în prezent în atmosferă se face în totalitate, inclusiv hidrocarburile ce se pierd la rezervoarele depozitelor de țiței ale rafinăriilor, ceea ce la sistemul închis nu este posibil, din cauza deselor contacte ale țițeiului cu atmosfera, ca urmare a creșterii presiunii din interiorul acestor rezervoare de depozitare (ca efect al prezenței hidrocarburilor volatile $C_1 + C_2 + C_{3+}$ ce însoțesc țițeiul), care provoacă deschiderea frecventă a supapelor de aspirație-respirație ale acestor rezervoare.

9. Randamentul pompelor de evacuare a țițeiului, în cazul sistemului închis, este scăzut, din cauza prezenței gazelor $C_1 + C_2$ și a vaporilor de C_{3+} ce însoțesc țițeiul.

10. Prezența hidrocarburilor volatile în țiței, în cazul sistemului închis de transfer-depozitare, poate da naștere unei atmosfere inflamabile în zona pompelor de evacuare a acestuia, din cauza scăpării hidrocarburilor volatile pe la stobixele

pompelor, atmosferă care nu mai permite reducerea distanțelor între obiectivele din parc, în condiții de siguranță.

V. Concluzii

● Oricare ar fi sistemul ce se aplică (închis sau stabilizare), trebuie urmărită, în primul rînd, realizarea recuperării hidrocarburilor volatile din țiței, hidrocarburi ce se pierd în prezent în atmosferă, celelalte avantaje ale sistemului ales în acest scop rezultînd din modul de realizare a instalației respective. Nerealizarea acestui deziderat face ca aceste instalații să nu fie rentabile.

● Cînd vorbim de recuperarea hidrocarburilor volatile, deci de aplicarea unuia din cele două sisteme, ne gîndim numai la țițeiurile ușoare (cu conținut de benzine), parcurile cu țițeiuri grele (asfaltos sau uleios) continuînd să funcționeze în sistem deschis.

● Stabilizarea țițeiului se va realiza, întotdeauna, înaintea deschiderii sistemului de transfer-depozitare al acestuia, adică la parcurile de separatoare, după ieșirea acestuia din separatoarele ultimei trepte de separare.

● Aplicarea oricăruia din cele două sisteme se va face numai după ce se constată că acest lucru este rentabil din punct de vedere economic, adică după determinarea valorii acestor pierderi. Mărimea pierderilor respective este funcție de procentul de impurități, de procentul de benzine în țiței, de debitul net de țiței al parcurilor etc.

● În cazul aplicării sistemului de stabilizare a țițeiului, trebuie stabilit, de la început, în ce mod va fi depozitată și transportată gazolina recuperată C_{3+}, care în final trebuie să ajungă fa rafinărie, în scopul prelucrării acesteia. În acest caz, se vor avea în vedere următoarele situații.

a. Existența unei instalații de degazolinare în zonă, cînd gazolina recuperată C_{3+}, ca și gazele recuperate $C_1 + C_2$, vor fi dirijate într-unul din tancurile acestei instalații, de unde vor ti evacuate pentru prelucrare și, respectiv, penlru consum.

b. Existența unei stații c.f. pentru încărcat produse petroliere în apropierea schelei, cînd gazolina recuperată va fi evacuată cu pompe centrifuge — acționate electric sau pompe cu piston — acționate cu abur sau gaze — la această stație c.f.

c. Existența unei rafinării în zonă, cînd gazolina recuperată va fi evacuată, direct în depozitul acestei rafinării (pompele centrifuge 3 PG-20 și pompele cu piston APD-5 disponibile în acest scop, pot realiza presiuni de refulare, în jur de 50 kgf/cm²).

d. Pentru distanțe de transport mai mari de 50—60 km, se impune asimilarea autocisternei de presiune (P_n 25 kgf/cm²).

În cazurile **b** și **c**, este necesară montarea unui tanc de gazolină (P_n 25 kgf/cm²) în zona centrală a schelei, unde să se depoziteze hidrocarburile volatile recuperate la toate parcurile de separatoare, refulate de compresoarele ECG, la presiunea de 25 kgf/cm².

● La aplicarea oricăruia din cele două sisteme de recuperare a hidrocarburilor volatile, trebuie avut în vedere ca acest lucru să se realizeze cu consumuri de energie electrică și termică cît mai reduse.

● În cazul aplicării sistemului de recuperare a hidrocarburilor volatile prin sistemul de stabilizare a țițeiului, întotdeauna se va practica, în cadrul acestui sistem, și striparea cu gaze, ca treaptă finală de tratare a acestuia, în scopul vaporizării, în prezența unui gaz inert, a apei coloidale nedecantabile și a hidrocarburilor C_{3+} la temperaturi inferioare punctelor de fierbere.

● Dacă procentul de țiței cu conținut în benzine este 80% din producția totală de țiței a țării, iar procentul mediu de pierderi la nivelul întregii țări este de 1,5—2%, rezultă un plus de gazolină de circa 320—430 t/zi, echivalent cu circa 480 000—650 000 lei/zi, în urma aplicării unuia din cele două sisteme de recuperare a hidrocarburilor volatile.

● Avînd în vedere necesitatea actuală de creștere a producției de țiței, gaze și gazolină, precum și reducerea investițiilor ce trebuie făcute în acest scop, este indicată practicarea sistemului de stabilizare a țițeiului la parcurile de separatoare. Prioritatea acestui sistem se impune cu atît mai mult, cu cît acțiunea actualei crize energetice și de materii prime, ce a cuprins toate țările, continuă.

VI. Mod de acționare

1. Cu ajutorul personalului de la laboratoarele I.C.P.P.G. Cîmpina, ce-și desfășoară activitatea pe lîngă fiecare trust, se vor stabili valorile pierderilor de hidrocarburi volatile la rezervoarele atmosferice de la parcurile de separatoare și de la instalațiile de tratare-depozitare ale fiecărei schele, în condițiile de destindere și încălzire medii, utilizînd aceeași probă de țiței colectată în autoclava portativă de 1 500 cm³, la presiunea din sistemul de colectare.

2. În funcție de suma pierderilor de la parcuri $C_1 + C_2 + C_{3+}$ și de la stațiile de tratare-depozitare C_{3+}, se stabilește numărul de compresoare pentru captarea hidrocarburilor din fiecare schelă.

3. Se va proiecta și executa un parc de separatoare cu posibilități de stabilizare a țițeiului într-o schelă sau zonă cu conținut mediu de benzine în țiței și cu posibilitate de dirijare a

hidrocarburilor recuperate în tancul de gazolină al instalației de degazolinare din schela respectivă.

4. În funcție de rezultate (procent de recuperare, siguranță în exploatare, cost instalație etc.), se vor comanda la S.U.T. Ploiești, Uzinele Timpuri Noi și respectiv I.M.U.T. Moreni cît mai multe separatoare de stabilizare, compresoare și vase spălătoare, necesare extinderii sistemului.

Sistemul de stabilizare a țițeiului a fost experimentat la parcul 1 Conțești, într-o formă mai simplă și fără a se monta cele două echipamente de bază, prevăzute în proiect (presostatul — care să comande pornirea-oprirea automată a compresoarelor la valorile maximă și minimă a presiunii din interiorul separatoarelor de stabilizare și respectiv reținătoarele de particule lichide de țiței stabilizat, din care cauză compresoarele aspirau frecvent și țiței stabilizat). Chiar și în aceste condiții, în tancul de gazolină montat în parc, au fost recuperate hidrocarburi volatile C_{3+} sub formă de condens, utilizat de personalul brigăzii de extracție pentru funcționarea autoturismelor din zonă.

5. Instalațiile de stabilizare vor fi montate, în prima etapă, la parcurile de separatoare unde există țiței cu conținut în benzine peste 20% (avînd greutate specifică cît mai apropiată de 0,7 kgf/dm³), la care procentul de pierderi este mai mare, ca: Conțești, Matca, Buciumeni, partea vestică a țării: Satchinez, Curtuișeni, Mihai Bravu, Săcuieni etc., unde efectul economic este cel mai mare.

Nu sînt indicate pentru stabilizare (valabil și pentru sistemul închis) parcurile la care procentul de apă în țiței este prea mare, iar producția netă de țiței este redusă și nici parcurile cu țițeiuri grele (asfaltos, uleios — A3), ca: Suplacu de Barcău, Videle, Independența etc.

Sistemul de stabilizare a țițeiului la parcurile de separatoare, din punctul de vedere al eficienței captării hidrocarburilor volatile, realizat conform celor specificate anterior, este cel puțin egal sistemului închis, din punctul de vedere al cantității de hidrocarburi volatile ce se recuperează, avînd posibilitatea captării și a hidrocarburilor ce s-ar pierde la depozitele de țiței ale rafinăriilor. În plus, el păstrează și îmbunătățește și alte avantaje ale acestuia.

● Posibilitatea realizării parcului de separatoare din module prefabricate în uzine sau ateliere, prin aceasta reducîndu-se timpul de realizare al investiției respective și deci reducerea valorii de construcții și montaje. Pentru realizarea modulelor de separare gabaritice, se poate proceda la reducerea corespunzătoare a înălțimii actualelor separatoare SVB, diminuarea capacității de separare a separatoarelor respective, ca urmare a acestui lucru, fiind nesemnificativă, parametrul de bază ce influențează această capacitate de separare fiind suprafața secțiunii separatorului, adică diametrul acestuia, care se înscrie, în prezent, în cota gabaritică aprobată pentru transportul lui pe drumurile publice

● Eliminarea posibilității formării unei atmosfere inflamabile și explozive în parc, deci diminuarea pericolului producerii unui incendiu sau a unei explozii, chiar superioară față de sistemul închis, deoarece țițeiul, fiind lipsit de hidrocarburi volatile $C_1 + C_2 + C_{3+}$, nu mai există scăpări de gaze $C_1 + C_2$ și de vapori de C_{3+} pe la stobixele pompelor.

● Reducîndu-se pericolul de incendiu, prin captarea hidrocarburilor volatile, pot fi reduse la minimum și distanțele între obiectivele parcului de separatoare, scăzînd suprafața ocupată de parc și deci crescînd gradul de ocupare al acestei suprafețe.

● Prin eliminarea evaporării hidrocarburilor C_{3+} și a eliberării hidrocarburilor $C_1 + C_2$ din jurul rezervoarelor, se elimină atmosfera nocivă ce prejudiciază sănătatea oamenilor.

● Sistemul de stabilizare a țițeiului descris mai sus are în vedere și realizează menținerea parametrilor de funcționare ai instalațiilor din parc la valori impuse de buna desfășurare a procesului tehnologic.

Din punctul de vedere al instalațiilor, echipamentelor, materialelor și chiar al utilajelor care concură la procesul de separare, măsurare, depozitare și evacuare, țițeiul trebuie privit ca un lichid purtător al multor factori dăunători acestor instalații și, în special, asupra echipamentelor de mecanizare-automatizare, ca: nisip, nămol, presiune, temperatură, oxigen, clorură de sodiu, hidrogen sulfurat, acid carbonic, materiale solide (pietre, cauciuc, surcele etc.), factori de care trebuie să se țină seama la alegerea sau proiectarea acestor instalații și echipamente.

Pentru deservirea acestor instalații, prevăzute cu echipamente de mecanizare-automatizare, vor fi recrutați absolvenți ai liceelor industriale cu profil electrotehnic care, prin policalificare, vor lucra ca operatori de parc, fiind capabili, în orice moment, să repare și să repună în funcțiune, într-un timp foarte scurt, aceste echipamente.

Materialul de față încearcă să realizeze o legătură mai strînsă între activitatea de extracție a țițeiului și gazelor și cea de chimizare de care depinde valorificarea superioară a întregii cantități de țiței și gaze recuperabile dintr-un zăcămînt petrolifer.

Bibliografie

[1] Robu, I. V. *Procese și aparate de separare în industria petrolului și petrochimie.* Ed. didactică și pedagogică, București, 1968.

[2] Cristea, G. *Nomograme pentru proiectare în industria chimică.* Ed. tehnică, București, 1973.

[3] Oroveanu, T., Stan, Al., Talle, V. *Transportul petrolului.* Ed. tehnică, București, 1985.

Evaluarea presiunii medii la zăcămintele exploatate în regim de gaze dizolvate

Asist. ing. **D. Petcu**
Institutul de Petrol şi Gaze Ploieşti
Ing. **I. Lăpădat**
I.R.I.D.G.N. Tg. Mureş

I. Introducere

Se întîlnesc destul de frecvent situaţii în care, în decursul exploatării zăcămintelor de hidrocarburi fluide, nu se fac cercetări periodice în sonde în vederea determinării presiunii medii de zăcămînt sau a variaţiei acesteia în timp.

De asemenea, trebuie remarcat faptul că nici o analiză ulterioară a istoricului de exploatare, în vederea obţinerii datelor necesare proiectării exploatării, nu se poate face fără a dispune de variaţia în timp a presiunii medii de zăcămînt.

În această lucrare, se pune la dispoziţie un model de calcul al presiunii medii de zăcămînt la zăcămintele de ţiţei nesaturat care produc în regim de gaze dizolvate, pe baza istoricului de exploatare. Modelul porneşte de la premisa că rezerva iniţială de ţiţei N este calculată riguros printr-o metodă volumetrică sau prin bilanţ şi deci este cunoscută.

Se cunoaşte, de asemenea, variaţia în timp a debitelor de ţiţei şi gaze pe zăcămînt :

$$Q_t = Q_t(t); \quad Q_g = Q_g(t), \tag{1}$$

respectiv, se poate calcula variaţia în timp a cumulativelor de ţiţei :

$$\Delta N(t) = \int_0^t Q_t(t)\,\mathrm{d}t \tag{2}$$

şi gaze extrase :

$$\Delta M(t) = \int_0^t Q_g(t)\,\mathrm{d}t. \tag{3}$$

În regim de gaze dizolvate, în care singura formă de energie este cea a destinderii gazelor ieşite din soluţie, la un anumit moment t din decursul exploatării, în condiţii de zăcămînt, cantitatea de fluide extrase este egală cu variaţia volumului de fluide din zăcămînt. Matematic, acest bilanţ se scrie :

$$\begin{aligned}\Delta N(t)\cdot b_t(P) + [\Delta M(t) - \Delta N(t)\cdot r(P)] = \\ = N[u(P) - u(P_0)],\end{aligned} \tag{4}$$

unde :

$P = P(t)$ este presiunea medie de zăcămînt la momentul t;

$b_t(P)$ — factorul de volum al ţiţeiului la presiunea $P(t)$;

$r(P)$ — raţia de soluţie la presiunea $P(t)$;

$u(P)$ — factorul de volum bifazic la presiunea $P(t)$;

$u(P_0)$ — factorul de volum bifazic la presiunea de saturaţie P_0, existentă în zăcămînt la momentul iniţial al exploatării $t_0 = 0$.

S-a definit factorul de volum bifazic :

$$u(P) = b_t(P) + [r(P_0) - r(P)]\cdot b_g(P), \tag{5}$$

în care $b_g(P)$ este factorul de volum al gazelor la presiunea $P(t)$.

Considerîndu-se cunoscută variaţia proprietăţilor mediului fluid b_t, b_g şi r cu presiunea (diagrama PVT, fig. 1), în ecuaţia (4) singura necunoscută este presiunea medie de zăcămînt la momentul t. Aceasta se mai poate pune sub forma :

$$N = \Delta N(t)\cdot \Phi_t(P) + \Delta M(t)\cdot \Phi_g(P), \tag{6}$$

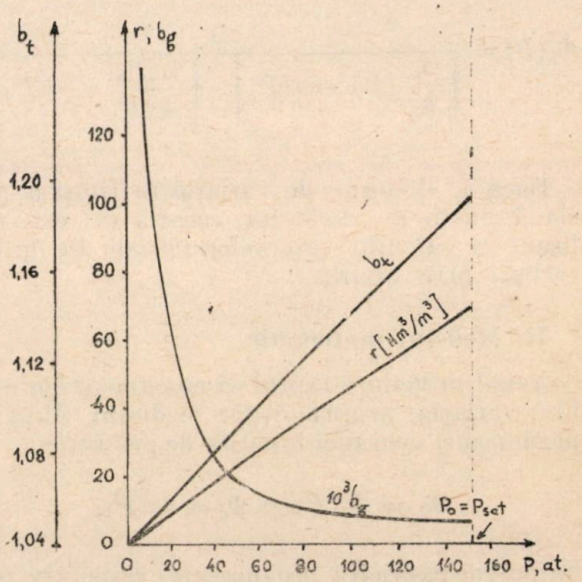


Fig. 1. Variaţia proprietăţilor mediului fluid cu presiunea (diagrama PVT).

unde s-a notat funcţia de presiune pentru ţiţei :

$$\Phi_t(P) = \frac{\frac{b_t}{b_g}(P) - r(P)}{\left[\frac{b_t}{b_g}(P) - r(P)\right] - \left[\frac{b_t(P_0)}{b_g(P)} - r(P_0)\right]}, \tag{7}$$

respectiv, funcţia de presiune pentru gaze (fig. 2) :

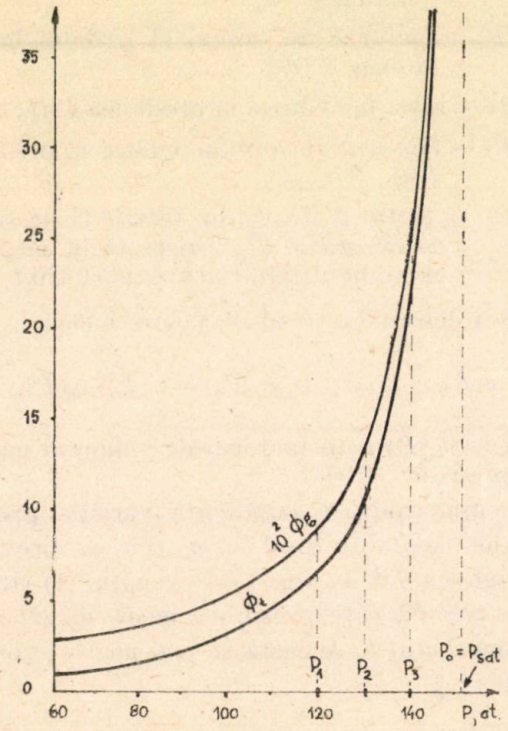


Fig. 2. Variaţia funcţiilor pentru ţiţei şi gaze cu presiunea.

$$\Phi_g(P) = \frac{1}{\left[\frac{b_t}{b_g}(P) - r(P)\right] - \left[\frac{b_t(P_0)}{b_g(P)} - r(P_0)\right]}. \tag{8}$$

Dacă se dispune de variaţia în timp a presiunii medii de zăcământ, ecuaţia (4) este utilizată în calculul rezervelor iniţiale de hidrocarburi prin bilanţ.

II. Modelul matematic

Avînd în vedere faptul că nu cunoaştem analitic variaţia proprietăţilor mediului fluid cu presiunea şi deci nici funcţiile de presiune :

$$\Phi_t = \Phi_t(P) \text{ şi } \Phi_g = \Phi_g(P), \tag{9}$$

nu putem explicita necunoscuta, respectiv presiunea din ecuaţia (6). Se poate presupune însă că domeniul în care se află necunoscuta (fig. 2) este $P(t) \in [P_1, P_3]$, iar P_1, P_2 şi P_3, $P_2 \in (P_1, P_3)$ sînt trei presiuni dintr-un tabel, la care sînt cunoscute proprietăţile PVT, respectiv funcţiile de presiune Φ_t şi Φ_g.

Putem genera astfel, pe domeniul $P(t) \in \in [P_1, P_3]$, utilizînd ecuaţia (6), o funcţie :

$$P(t) = f[N(P)], \tag{10}$$

cu ajutorul căreia, în final, determinăm, pentru rezerva de ţiţei calculată anterior, presiunea medie $P(t)$, conform principiului din figura 3.

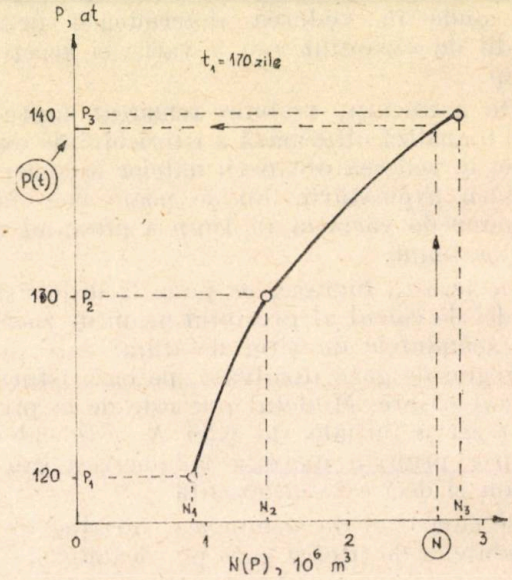


Fig. 3. Principiul evaluării presiunii medii de zăcământ.

Condiţia ca funcţia $P = f(N)$ să treacă prin punctele de coordonate (N_1, P_1), (N_2, P_2), (N_3, P_3), respectiv $(N, P(t))$ este :

$$\begin{vmatrix} P(t) & 1 & N & N^2 \\ P_1 & 1 & N_1 & N_1^2 \\ P_2 & 1 & N_2 & N_2^2 \\ P_3 & 1 & N_3 & N_3^2 \end{vmatrix} = 0, \tag{11}$$

unde singura necunoscută este $P(t)$. Întrucît este incomod a se lucra cu determinantul (11), facem o translaţie de axe din punctul (0, 0) în punctul (N_1, P_1) şi notăm noile coordonate :

$$\begin{aligned} P' &= P - P_1 \\ N' &= N - N_1. \end{aligned} \tag{12}$$

Aşadar :

$$\begin{aligned} P_1' &= 0; & N_1' &= 0; \\ P_2' &= P_2 - P_1; & N_2' &= N_2 - N_1; \\ P_3' &= P_3 - P_1; & N_3' &= N_3 - N_1 \end{aligned} \tag{13}$$

și determinantul (11) devine :

$$\begin{vmatrix} P' & 1 & N' & N'^2 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ P'_2 & 1 & N'_2 & N'^2_2 \\ P'_3 & 1 & N'_3 & N'^2_3 \end{vmatrix} = 0 \qquad (14)$$

sau :

$$\begin{vmatrix} P' & N' & N'^2 \\ P'_2 & N'_2 & N'^2_2 \\ P'_3 & N'_3 & N'^2_3 \end{vmatrix} = 0. \qquad (15)$$

Dezvoltînd determinantul (15), obținem :

$$P' \cdot \begin{vmatrix} N'_2 & N'^2_2 \\ N'_3 & N'^2_3 \end{vmatrix} = P'_2 \cdot \begin{vmatrix} N' & N'^2 \\ N'_3 & N'^2_3 \end{vmatrix} - P'_3 \cdot \begin{vmatrix} N' & N'^2 \\ N'_2 & N'^2_2 \end{vmatrix}, \qquad (16)$$

de unde :

$$P' = \frac{P'_2 \cdot (N' \cdot N'^2_3 - N'^2 \cdot N'_3) - P'_3 (N' \cdot N'^2_2 - N'^2 \cdot N'_2)}{N'_2 \cdot N'^2_3 - N'^2_2 \cdot N'_3} \qquad (17)$$

și, ținînd seama de notațiile (13) :

$$P(t) = P_1 + (P_2 - P_1) \cdot \frac{(N - N_1)}{(N_2 - N_1)} \cdot \frac{(N - N_3)}{(N_2 - N_3)} + (P_3 - P_1) \cdot \frac{(N - N_1)}{(N_3 - N_1)} \cdot \frac{(N - N_2)}{(N_3 - N_2)} \cdot \qquad (18)$$

Dezvoltînd partea dreaptă, avem :

$$P(t) = P_1 \frac{(N - N_2)}{(N_1 - N_2)} \cdot \frac{(N - N_3)}{(N_1 - N_3)} + P_2 \cdot \frac{(N - N_1)}{(N_2 - N_1)} \cdot \frac{(N - N_3)}{(N_2 - N_3)} + P_3 \frac{(N - N_1)}{(N_3 - N_1)} \cdot \frac{(N - N_2)}{(N_3 - N_2)} \qquad (19)$$

sau :

$$P(t) = \sum_{i=1}^{3} \left[P_i \prod_{j \neq 1}^{3} \frac{(N - N_j)}{(N_i - N_j)} \right]. \qquad (20)$$

Dacă în tabelul de variație a funcțiilor de presiune pentru țiței și gaze, treapta de presiune :

$\Delta P_j = P_{j+1} - P_j = \Delta P = \text{const.}$
pentru $j = 1, 2, 3, \ldots (n - 1)$

unde n reprezintă numărul punctelor de presiune în care se dau valori funcțiilor Φ, se poate muta originea noului sistem de axe din punctul (0, 0) în (N_2, P_2), noile coordonate fiind :

$$P' = \frac{P - P_2}{\Delta P}; \qquad N' = N - N_2 \qquad (21)$$

și elementele determinantului (11) devin :

$$P'_1 = \frac{P_1 - P_2}{\Delta P} = -1; \quad N'_1 = N_1 - N_2;$$
$$P'_2 = 0; \quad N'_2 = 0; \qquad (22)$$
$$P'_3 = \frac{P_3 - P_2}{\Delta P} = 1; \quad N'_3 = N_3 - N_2,$$

iar ecuația, scrisă sub formă de determinant, care dă valoarea necunoscutei P', este :

$$\begin{vmatrix} P' & 1 & N' & N'^2 \\ -1 & 1 & N'_1 & N'^2_1 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 1 & 1 & N'_3 & N'^2_3 \end{vmatrix} = 0 \qquad (23)$$

sau, dezvoltînd după minori, :

$$P' \cdot \begin{vmatrix} N'_1 & N'^2_1 \\ N'_3 & N'^2_3 \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} N' & N'^2 \\ N'_3 & N'^2_3 \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} N' & N'^2 \\ N'_1 & N'^2_1 \end{vmatrix} = 0, \qquad (24)$$

de unde :

$$P' = \frac{1}{N'^2_1 \cdot N'_3 - N'_1 \cdot N'^2_3} \cdot \qquad (25)$$
$$\cdot [(N' \cdot N'^2_3 - N'_3 \cdot N'^2) + (N' \cdot N'^2_1 - N'_1 \cdot N'^2)].$$

Date fiind notațiile (22), obținem imediat :

$$P(t) = P_2 + \frac{N - N_2}{N_3 - N_1} \left[\frac{N - N_1}{N_3 - N_2} + \frac{N - N_3}{N_1 - N_2} \right] \cdot \Delta P. \qquad (26)$$

De remarcat că presiunea medie obținută din date de producție este reprezentativă pentru obiectul studiat aflat în exploatare și reprezintă o medie la scara întregului zăcămînt.

Aplicație

Fie un zăcămînt de țiței nesaturat (fără cupolă primară de gaze), exploatat în regimul de gaze dizolvate, cu presiunea inițială $P_0 = P_{sat} =$

$= 152$ at, rezerva inițială de țiței calculată prin metoda volumetrică $N = 2{,}65 \cdot 10^6$ m³ și proprietățile mediului fluid reprezentate de funcțiile de presiune din tabelul 1 și figura 2. Dat

Tabelul 1

Variația funcțiilor pentru țiței și gaze cu presiunea

k	Presiunea, P_k, at	Funcțiile de presiune	
		țiței, Φ_{t_k}	gaze, Φ_{g_k}
1	60	0,837	0,0267
2	70	1,159	0,0307
3	80	1,593	0,0358
4	90	2,042	0,0427
5	100	3,066	0,0520
6	110	4,408	0,0664
7	120	6,658	0,0895
8	130	11,214	0,1365
9	140	22,927	0,253
10	152	∞	∞

fiind istoricul de exploatare a zăcămîntului, respectiv variația în timp a cumulativelor de țiței și gaze extrase (tab. 2), să se completeze istoricul de exploatare cu variația în timp a presiunii medii de zăcămînt.

Pentru momentul $t_1 = 170$ zile, considerăm că presiunea medie de zăcămînt $P(t_1) \in [P_1, P_3]$ (tab. 1), unde $P_1 = 120$ at și $P_3 = 140$ at, respectiv $P_2 = 130$ at.

Tabelul 2

Variația în timp a cumulativelor extrase și a presiunii medii de zăcămînt evaluată prin metoda propusă

j	Timpul, t_j, zile	Producția cumulativă, condiții standard		Presiunea medie, P_j, at
		țiței, ΔN_j, m³	gaze, ΔM_j, 10^3 Nm³	
1	170	70 282	4 700	139,94
2	280	132 200	8 953	129,55
3	400	197 900	15 018	119,88
4	480	245 600	21 509	111,78
5	590	300 800	33 150	100,05

Conform ecuației (6), vom avea:

$$N_1 = \Delta N_1 \cdot \Phi_t(P_1) + \Delta M_1 \cdot \Phi_g(P_1) = 70\,282 \cdot$$
$$\cdot 6{,}658 + 4{,}7 \cdot 10^6 \cdot 0{,}0895 = 888\,587 \text{ m}^3;$$

$$N_2 = \Delta N_1 \cdot \Phi_t(P_2) + \Delta M_1 \cdot \Phi_g(P_2) = 70\,282 \cdot$$
$$\cdot 11{,}214 + 4{,}7 \cdot 10^6 \cdot 0{,}1365 = 1\,429\,692 \text{ m}^3;$$

$$N_3 = \Delta N_1 \cdot \Phi_t(P_3) + \Delta M_1 \cdot \Phi_g(P_3) = 70\,282 \cdot$$
$$\cdot 22{,}927 + 4{,}7 \cdot 10^6 \cdot 0{,}253 = 2\,803\,477 \text{ m}^3.$$

Întrucît în tabelul 1 $\Delta P_k = P_{k+1} - P_k = 10$ at pentru orice $k = 1, 2, 3, \ldots 9$, apelînd la ecuația (26), obținem:

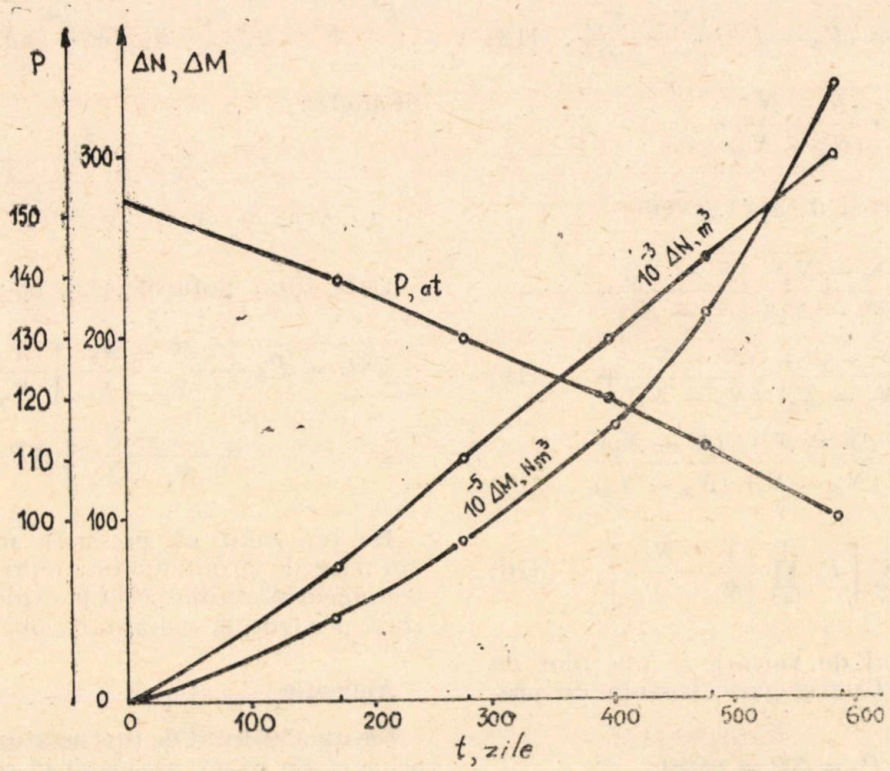


Fig. 4. Istoricul de exploatare, completat cu variația în timp a presiunii medii de zăcămînt.

• presiunea medie la momentul t_1=170 zile:

$$P(t_1) = 130 + \frac{2{,}65\cdot 10^6 - 1\,429\,692}{2\,803\,477 - 888\,587}\cdot$$

$$\cdot\left(\frac{2{,}65\cdot 10^6 - 888\,587}{2\,803\,477 - 1\,429\,692} + \right.$$

$$\left. + \frac{2{,}65\cdot 10^6 - 2\,803\,477}{888\,587 - 1\,429\,692}\right)\cdot 10 = 139{,}94 \text{ at.}$$

Procedînd în acelaşi mod pentru celelalte momente din decursul exploatării, obţinem variaţia în timp a presiunii medii de zăcămînt, respectiv istoricul complet de exploatare (tab. 2), reprezentat grafic în figura 4.

Concluzii

În prezenta lucrare a fost elaborată o metodă de evaluare a presiunii medii de zăcămînt sau a variaţiei acesteia în timp, pe baza ecuaţiei de bilanţ aplicată zăcămintelor de ţiţei nesaturat fără acvifer activ şi cupolă primară de gaze, care produc deci în regim de gaze dizolvate. Modelul impune cunoaşterea istoricului de exploatare, respectiv variaţia în timp a debitelor sau cumulativelor de ţiţei şi gaze extrase, variaţia proprietăţilor mediului fluid cu presiunea (diagrama PVT), precum şi rezerva geologică iniţială calculată anterior printr-o metodă volumetrică sau prin bilanţ, dacă în decursul exploatării s-au făcut cercetări hidrodinamice în sonde pentru evaluarea presiunii statice de zăcămînt.

Totodată, principiul metodei poate fi aplicat pentru evaluarea presiunii medii în orice regim de exploatare, bineînţeles făcînd modificările impuse de tipul zăcămîntului, istoricul şi regimul de exploatare.

Bibliografie

[1] Popa, C. Gh. *Proiectarea exploatării zăcămintelor de hidrocarburi fluide.* Note de curs 1986—1987, I.P.G. Ploieşti.

[2] Popa, C. Gh. *Programarea în FORTRAN şi metode numerice cu aplicaţii în foraj-extracţie.* Litografia I.P.G. Ploieşti, 1987.

[3] Lăpădat, I. *Proiectarea exploatării zăcămîntului Aricești.* Arhiva catedrei foraj-extracţie I.P.G. Ploieşti, 1987.

[4] Worthing, A. G., Geffner, I. *Prelucrarea datelor experimentale.* Traducere din limba engleză, Ed. tehnică, Bucureşti, 1959.

[5] Petcu, D. Gh. *Simularea matematică a exploatării zăcămintelor de hidrocarburi fluide.* Note de curs 1987, I.P.G. Ploieşti.

Coroziunea oţelurilor inoxidabile austenitice cu conţinut de ferită în acizi dicarboxilici

Dr. ing. **Ov. Georgescu** — ICECHIM Bucureşti — Secţia Brazi, ing. **P. Ionescu** — Centrala industrială de rafinării şi petrochimie Brazi şi prof. dr. ing. **Şt. Ivăşcan** — Institutul Politehnic Iaşi

Introducere

Oţelurile inoxidabile de importanţă practică conţin eterogenităţi care influenţează, în mod hotărîtor, susceptibilitatea la coroziune. Dintre acestea un interes deosebit pentru coroziune sînt carburile, faza σ şi ferita care se găsesc, în mod obişnuit, în aliaje de acest gen.

Carburile din structura oţelurilor inoxidabile austenitice produc importante modificări ale proprietăţilor oţelurilor, dintre care cea mai semnificativă este apariţia sensibilităţii la coroziune intergranulară [1—3].

Prezenţa fazei σ în structura îmbinărilor sudate, la oţelurile inoxidabile austenitice de tipul 18—8, are efect negativ asupra rezistenţei la coroziune manifestată prin apariţia coroziunii selectiv structurale [4—6]. Diferite elemente de aliere modifică condiţiile de apariţie a fazei σ, acţionînd fie asupra cineticii, fie asupra echilibrului fazelor. Elemente cum ar fi : carbonul şi azotul formează carburi şi nitruri care reduc conţinutul de crom din reţea şi frînează formarea fazei σ.

Alte elemente ca siliciul, molibdenul, niobiul şi titanul sînt agenţi de formare a feritei şi, din această cauză, favorizează formarea acestei faze. În plus, primele două deplasează spre temperaturi superioare domeniul de stabilitate a fazei σ, în care ele se dizolvă [7—8].

Ferita se întîlneşte frecvent în sudurile oţelurilor inoxidabile austenitice. La răcire această fază formează adesea mici insule la marginea grăunţilor austenitici. Pînă în prezent s-a dovedit că este clară acţiunea feritei în direcţia diminuării tendinţei spre fisurare la cald a metalului depus, dar influenţa ei asupra rezistenţei la coroziune este în discuţie [9—20]. Cantităţi mari de ferită determină o diminuare a

rezistenței în mediu coroziv și, în anumite condiții, favorizează precipitarea fazei σ [11—13; 16—19].

În această lucrare se cercetează influența conținutului de ferită din oțelurile inoxidabile austenitice (W 1.4550 și W 1. 4571) sudate și nesudate asupra comportării la coroziune în soluții apoase de acizi dicarboxilici alifatici, la temperaturile de 80° C și de fierbere.

Partea experimentală

Determinările experimentale au fost efectuate în laborator pe epruvete confecționate din table de W 1.4550 și W 1.4571 (tab. 1), sudate cu electrozi Böhler Fox SAS 4 (tab. 2). Epruvetele cu conținuturi diferite de ferită s-au realizat prin selectarea materialelor de bază și de adaos folosindu-se diagramele Schäffler și De Long [5].

Tabelul 1

Compoziția chimică a oțelurilor cercetate

Otelul	Concentratia în elemente componente %									
	C	Mn	Si	Cr	Ni	Ti	Mo	Nb	P	S
W1. 4550	0,07	1,15	0,59	17,6	9,27	–	–	0,9	0,03	0,017
W1. 4571	0,05	1,65	0,58	17,1	11,85	0,45	2,1	–	0,02	0,02

Tabelul 2

Compoziția chimică a electrozilor Böhler Fox SAS 4

NRelectrod.	Diam. Ø mm	Concentratia în elemente componente						
		C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	Nb
I		0,06	0,51	1,58	18,71	11,44	2,42	0,53
II	3,25	0,04	1,0	1,32	19,4	9,9	2,48	0,56
	2,00	0,042	0,88	1,28	18,8	10,4	2,12	0,48

Comportarea la coroziune a materialelor cercetate în soluții apoase de acid oxalic, acid malonic, acid succinic, acid adipic și acid maleic 20% concentrație, la diferite temperaturi, a fost apreciată prin metodele gravimetrică și potențiodinamică. Datele experimentale sînt redate cu ajutorul indicelui gravimetric de coroziune și al curbelor de polarizare, pentru trasarea cărora s-a utilizat un potențiostat Tacussel tip PRT 20—2X.

Rezultate și discuții

În figurile 1 și 2 se prezintă variația vitezei de coroziune cu conținutul de ferită din cordoanele de sudură ale oțelurilor W 1.4550 și W 1.4571 expuse timp de 120 ore în soluție 20% acid oxalic, acid malonic, acid succinic, acid adipic și acid maleic, la temperatura de fierbere.

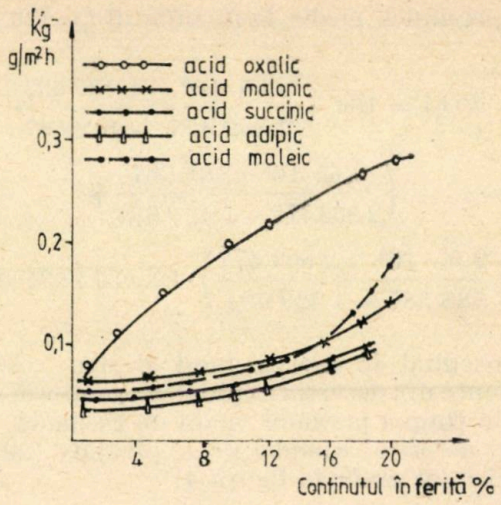


Fig. 1. Variația vitezei de coroziune cu conținutul în ferită din cordonul de sudură al oțelului W 1.4550 în acizi dicarboxilici alifatici, la temperatura de fierbere.

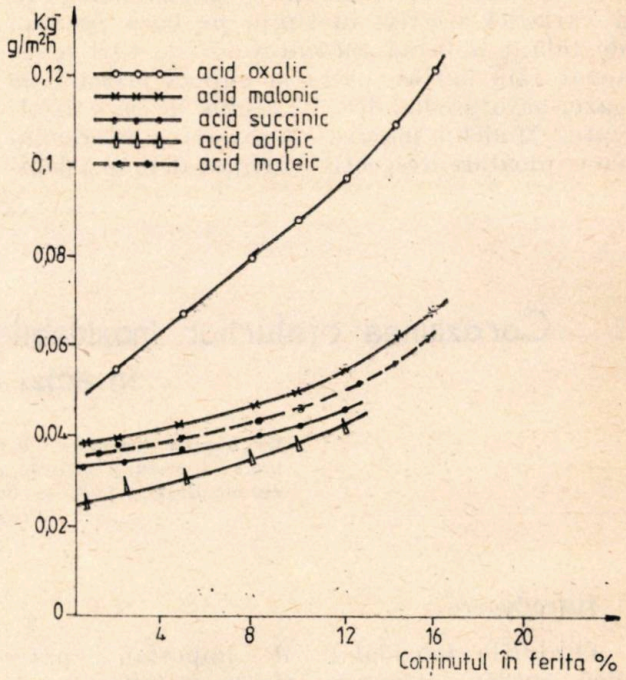


Fig. 2. Variația vitezei de coroziune cu conținutul în ferită din cordonul de sudură al oțelului W 1.4571 în acizi dicarboxilici alifatici, la temperatura de fierbere.

Din analiza acestor diagrame se constată creșterea vitezei de coroziune a oțelurilor studiate cu mărirea conținutului în ferită. Pentru W 1. 4550 în soluție 20% acid oxalic, viteza de coroziune crește de la 0,075 g/m²h la un conținut de 1% ferită, la 0,19 g/m²h pentru 10% ferită, respectiv 0,27 g/m²h pentru 18% ferită. Aceeași variație se observă și în celelalte soluții de acizi, însă mai puțin accentuat. Pentru W 1.4571 în soluție 20% acid oxalic, viteza de coroziune este 0,048 g/m²h în cazul epruve-

telor cu 0,5% ferită, mărindu-se la 0,097 g/m²h pentru 12% ferită, respectiv 0,12 g/m²h pentru 16% ferită. O comportare similară se observă și în ceilalți acizi.

La același procent de ferită, viteza de coroziune a oțelurilor W 1. 4550 și W 1. 4571 scade cu mărirea numărului de atomi de carbon din lanțul hidrocarbonat al acizilor dicarboxilici alifatici, în ordinea : acid oxalic > acid malonic > acid maleic > acid succinic > acid adipic. Influența unui carboxil din acizii dicarboxilici alifatici saturați asupra celuilalt este cu atît mai puternică cu cît grupele carboxil sînt mai apropiate în catenă. În cazul oțelului W 1.4550, de exemplu cu 8% ferită, viteza de coroziune în acid oxalic 20% este 0,17 g/m²h, în acid malonic este 0,065 g/m²h, iar în cazul oțelului W 1.4571, cu conținut de 10% ferită, viteza de coroziune în acid oxalic 20% este 0,088 g/m²h, în acid malonic este 0,049 g/m²h, în acid succinic este 0,042 g/m²h, iar în acid adipic este 0,038 g/m²h.

Oțelul W 1.4550 testat în acid maleic 20%, care este un acid dicarboxilic alifatic nesaturat cu patru atomi de carbon în moleculă, prezintă o viteză de coroziune mai mică decît în acid malonic, care este un acid dicarboxilic alifatic saturat cu trei atomi de carbon în moleculă, pînă la un conținut de 16% ferită, după care viteza de coroziune devine mai mare în acid maleic decît în acid malonic.

Oțelul W 1.4571 expus în soluție acid maleic 20% are viteza de coroziune mai mică decît în acid malonic și mai mare decît în acid succinic (acid carboxilic alifatic nesaturat cu patru atomi de carbon în moleculă).

În condițiile cercetate, viteza de coroziune a oțelului W 1.4550 este mai mare decît a oțelului W 1.4571, la procent constant de ferită. De exemplu, în soluție 20% acid oxalic la un conținut de 5% ferită, viteza de coroziune este 0,127 g/m²h pentru W 1.4550 și 0,067 g/m²h pentru W 1.4571, iar în acid succinic, la același conținut de ferită, viteza de coroziune este 0,65 g/m²h pentru W 1.4550 și respectiv 0,0365 g/m²h pentru W 1.4571.

Prin trasarea curbelor de polarizare potențial — log. densitate de curent se confirmă rezultatele obținute pe cale gravimetrică.

Din figura 3 rezultă că vitezele de coroziune și densitatea curentului de pasivare sînt mai mici, iar domeniul de pasivare este mai mare la epruvetele din W 1.4550 cu 2,5% ferită decît la acelea cu 7,5% ferită. Aprecieri similare se pot face și pentru oțelul W 1.4571 cu deosebirea că vitezele de coroziune și densitățile curentului de pasivare au valori mai mici decît la oțelul W 1.4550.

În figura 4 se redau curbele de polarizare anodică și catodică pentru eșantioanele din W 1.4550 cu 1 și 7% ferită, respectiv pentru

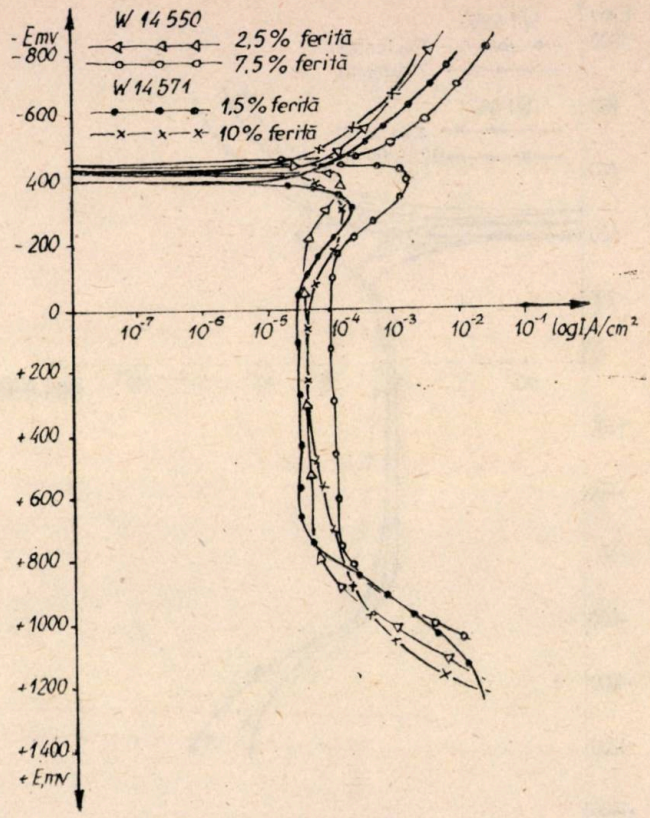


Fig. 3. Curbele de polarizare potențial — log. densitate de curent pentru W 1.4550 cu conținut de 2,5 și 7,5% ferită și W 1.4571 cu conținut de 1,5 și 10% ferită, în soluție 20% acid oxalic la temperatura de 80°C.

eșantioanele din W 1.4571 cu 2 și 12% ferită, testate în soluție 20% acid malonic, la temperatura de 80° C, iar în tabelul 3 parametrii cinetici de coroziune.

Se observă că în soluție 20% acid malonic, la temperatura de 80° C, vitezele de coroziune și densitățile curenților de pasivare sînt mai mici, iar domeniul de pasivare mai extins la oțelul cu procent mic de ferită decît la acela cu procent mare de ferită.

În tabelul 4 se prezintă parametrii cinetici de coroziune pentru oțelul W 1.4550 sudat care conține 3; 8 și 14% ferită și W 1.4571 nesudat și sudat (10 și 14% ferită) în soluție 20% acid adipic, la temperatura de 80° C.

Se constată că potențialele staționare devin mai electronegative cu creșterea conținutului de ferită, în special la un procent mai mare de 8—10%. De asemenea, densitățile curenților de coroziune și pasivare cresc, iar domeniul de pasivare este mai mic.

În figurile 5 și 6 se redau variațiile vitezei de coroziune a oțelurilor W 1.4550 și W 1.4571 sudate și nesudate cu concentrația soluției de acid succinic, la temperatura de 80° C și respectiv acid adipic, la temperatura de fierbere.

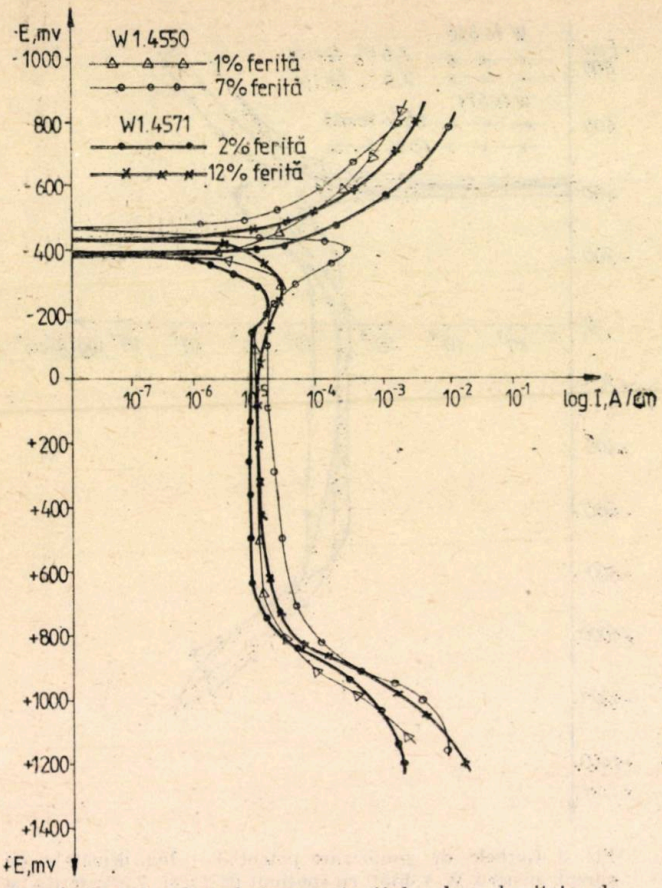


Fig. 4. Curbele de polarizare potențial — log. densitate de curent pentru W 1.4550 cu 1 și 7% ferită și W 1.4571 cu 2 și 12% ferită, în soluție 20% acid malonic, la temperatura de 80°C.

Tabelul 3

Parametrii cinetici de coroziune a oțelurilor W 1.4550 și W 1.4571 cu conținut de ferită în soluție de 20% acid malonic, la temperatura de 80°C

OTELUL	Cont. ferită %	E_{st}, mV	I_{cor}, $\mu A/cm^2$	E_{pas}, mV	I_{pas}, $\mu A/cm^2$	Domeniu de pasivare mV
W1.4550	1	-377	2,8	-150	9,2	600
	7	-455	10,2	-148	20,0	280
W1.4571	2	-390	1,2	-120	9,1	740
	12	-420	3,1		11,0	400

Tabelul 4

Parametrii cinetici de coroziune a oțelurilor W 1.4550 și W 1.4571 cu conținut de ferită în soluție 20% acid adipic, la temperatura de 80°C

Otelul	Cont ferită, %	E st., mv	Icor, $\mu A/cm^2$	E pas, mv	I pas $\mu A/cm^2$	Domeniul de pasivare, mv
W1.4550	3	— 352	1,5	— 120	7,2	640
	8	— 386	3,0	— 100	31,0	635
	14	— 463	10,1	— 20	60,0	440
W1.4571	0	— 310	2,1	— 200	3,2	825
	10	— 335	3,5	— 144	4,1	785
	14	— 375	8,2	— 30	21,0	340

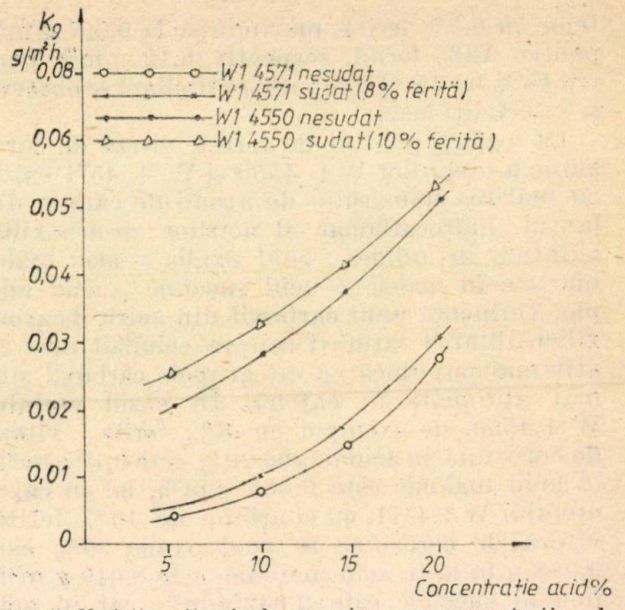


Fig. 5. Variația vitezei de coroziune cu concentrația soluției de acid succinic, la temperatura de 80°C, pentru oțelurile W 1.4550 și W 1.4571 sudate și nesudate.

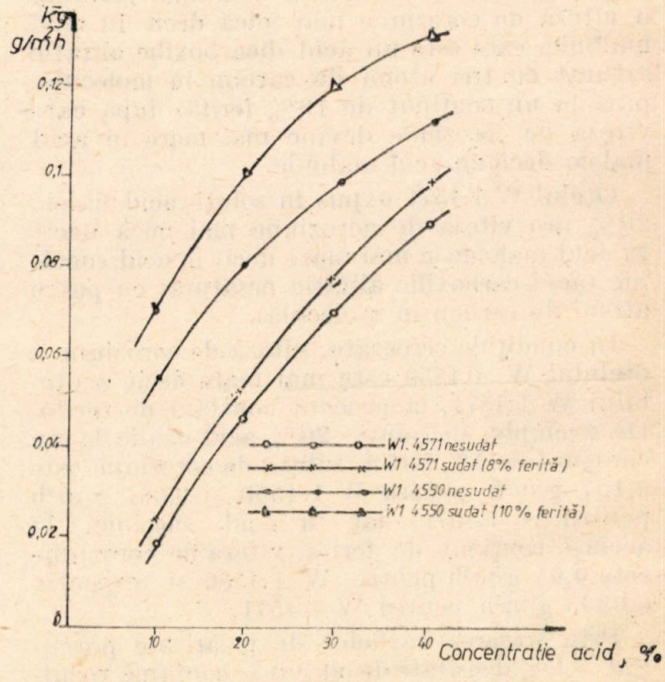


Fig. 6. Variația vitezei de coroziune a oțelurilor W 1.4550 și W 1.4571 sudate și nesudate cu concentrația soluției de acid adipic, la temperatura de fierbere.

Se observă creșterea vitezei de coroziune a oțelurilor austenitice W 1.4550 și W 1. 4571 nesudate și sudate (cu conținut diferit de ferită) cu mărirea concentrației soluțiilor apoase de acid succinic și adipic. De asemenea, viteza de coroziune este mai mare pentru oțelurile sudate decît pentru cele nesudate. În cazul oțelului W 1.4571 procentele elementelor de aliere în materialul de bază și cel de adaos fiind apropiate, ele influențează într-o măsură mai mică dife-

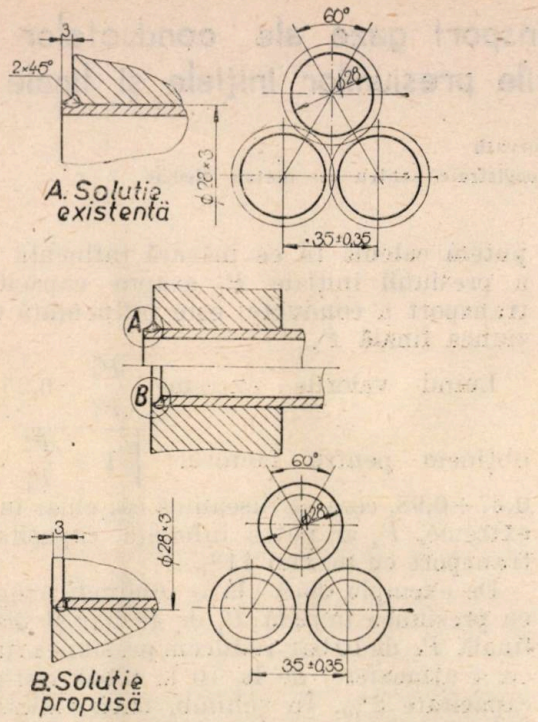


Fig. 7. Detalii de îmbinare țeavă-placă tubulară.

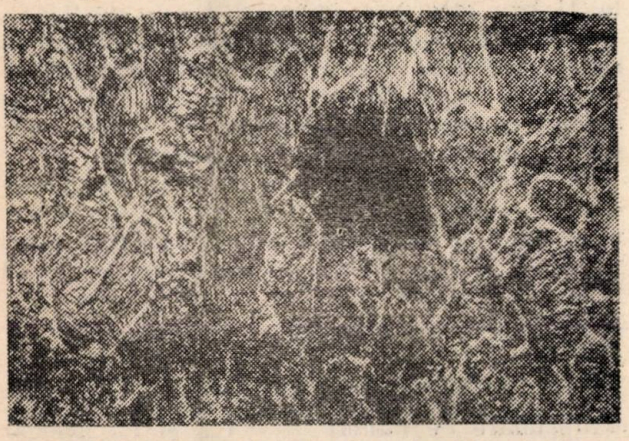


Fig. 8. Coroziune în pitting în cordonul de sudură.

rența de coroziune a oțelului sudat față de oțelul nesudat.

În plăcile tubulare ale unor schimbătoare de căldură pot apărea interferențe ale cordoanelor de sudură (fig. 7*A*) care conduc la o structură neomogenă a materialului de adaos, respectiv la sensibilizarea sa spre coroziune intergranulară.

Astfel, la un condensator din instalația de fabricare a anhidridei maleice, prin intrepătrunderea sudurilor procentul de ferită, determinat prin metoda magnetică cu feritometrul tip FE8 d3 Helmuth Fischer — R. F. Germania, a crescut de la 2—5% la 12—16%, favorizînd formarea unei rețele continue de ferită în masa de austenită, mărind în acest fel susceptibilitatea materialului la coroziunea în pitting (fig. 8). Pentru a se evita acest neajuns s-a recomandat schimbarea îmbinării dintre țeava și placa tubulară (fig. 7*B*) prin realizarea sudurii de colț, retrasă sub nivelul feței exterioare a plăcii tubulare menținînd valoarea pasului.

Concluzii

1. Viteza de coroziune crește cu mărirea conținutului de ferită din oțelurile austenitice sudate. La concentrații mai mari de 10% ferită această variație este mai accentuată.

2. Viteza de coroziune a oțelurilor austenitice sudate cu conținuturi variabile de ferită crește cu concentrația soluțiilor de acizi.

3. La procent constant de ferită, viteza de coroziune a oțelului W 1.4550 este mai mare decît a oțelului W 1.4571 în soluții apoase de acizi dicarboxilici alifatici.

4. Viteza de coroziune este mai mare pentru oțelurile sudate decît pentru cele nesudate. În cazul în care procentele elementelor de aliere în materialul de bază și adaos sînt apropiate, ele influențează într-o măsură mai mică diferența de comportare la coroziune a oțelului sudat față de oțelul nesudat.

Bibliografie

[1] Hinotani, S., Ohmari, Y., Terasaki, F. Mater. Sci. and Eng., **76**, 1985, p. 57.

[2] Pinnow, K. E. Welding journal, 6, 1970.

[3] Castro, R., Cadenet, J. *Metallurgie du soudage des aciers inoxydables et resistantes à chaud.* Ed. Dunod, Paris, 1968.

[4] Combrade, P., Desestret, A., Cright, R., Gauthey, F., Grès, C. *Mémoires Scientifiques.* Rev. Métallurg., LXXI, 12, 1974, p. 807.

[5] Grafen, H. Werkstoffe und Korrosion, **23**, nr. 7, iulie 1972, p. 530.

[6] Leymonie, C. Revue de métallurgie, **68**, nr. 4, 1971, p. 289.

[7] Dadian, M., Desse, J. Soudage et techniques Connexes, mars-avril, 1976, p. 101.

[8] Ikawa, H., Nakao, Y., Nishimoto, K. Transactions of the Japan Welding Society, **8**, nr. 1, april 1977, p. 9.

[9] Lipodaev, V., Iuşcenko, K., Skulskii, B., Tihonovskaia, L., Drughina, N., Levin, F. Avtomat. svarka, nr. 6, 1986, p. 9.

[10] Rao, K., Prasannakumar, S. Corosion, **41**, nr. 4, 1985, p. 234.

[11] Ivăşcan, Şt., Georgescu, Ov., Ionescu, P. Simpozionul Noutăți în combaterea coroziunii, București, 3 iulie, 1974.

[12] Ivăşcan, Şt., Georgescu, Ov., Ionescu, P., Tomescu, C. A 4-a Conferință Republicană de Chimie fizică generală și aplicată, București, 2—5 septembrie 1974.

[13] Ivăşcan, Şt., Georgescu, Ov., Ionescu, P. Construcția de mașini, **29**, nr. 5, mai, 1977, p. 252.

[14] Séferian, D. Métalurgie de la soudure, Dunod, Paris, 1965, p. 291.

[15] Leymonie, C., Samman, J., Hennion, J. Revue de métallurgie, **71**, nr. 9, 1974, p. 667.

[16] Cheșa, I., Lașcu, N., Nedelcu, C., Rizescu, C., Teodorescu, M. *Alegerea și utilizarea oțelurilor.* Ed. tehnică, București, 1984, p. 294.

[17] Iositaka, A., Iosimitzu, A., Isii, T. Brevet Japonia, nr. 60—165364, 1985, R. J., nr. 9, 1986, 9 K 172.

[18] Iositaka, A., Hisabara, A., Isii, T. Brevet Japonia, nr. 60—165361, 1985, R.J., nr. 9, 1986, 9K 173.

[19] Iositaka, A., Brevet Japonia, nr. 60—165363, 1984; R.J., nr. 9, 1986, 9K 174.

[20] Iositaka, A., Hisabara, A., Isii, T. Brevet Japonia, nr. 60—165362, 1985; R.J nr. 9, 1986, 9K 175.

Modificarea capacităților de transport gaze ale conductelor magistrale în funcție de modificările presiunilor inițiale și finale

Ing. Al. Horvath
Întreprinderea de exploatare conducte magistrale pentru gaz metan Mediaș

Pentru calculul conductelor magistrale, în industria gazeiferă din România, a fost folosită, de-a lungul anilor, formula :

$$\frac{P_1^2 - P_2^2}{L} = 0{,}384 \cdot \frac{Q^2}{d^{5{,}33}}, \qquad (1)$$

în care :

P este presiunea inițială din conductă, ata(kgf/cm² abs) ;
P_2 — presiunea finală a conductei, ata ;
L — lungimea, km ;
Q — debitul, m³/h ;
d — diametrul conductei, cm.

Explicitînd din formulă debitul, rezultă :

$$Q = \sqrt{\frac{d^{5{,}33}}{0{,}384\, L}} \cdot \sqrt{P_1^2 - P_1^2} \qquad (2)$$

formula (2), care la o conductă existentă cu diametrul d și lungimea L dată se poate scrie sub forma :

$$Q = K \sqrt{P_1^2 - P_2^2}, \qquad (3)$$

de unde rezultă că debitul transportat pe o conductă este direct proporțional cu rădăcina pătrată din diferența pătratelor presiunilor inițiale și finale.

Avînd în vedere că și capacitatea conductei se exprimă prin cantitatea de gaze transportată în unitatea de timp, capacitatea de transport gaz a conductei are forma formulei (3).

Formula (3) se mai poate scrie sub forma :

$$Q = K P_1 \sqrt{1 - \frac{P_2^2}{P_1^2}}. \qquad (4)$$

După cum se observă din formula (4), capacitatea unei conducte este influențată ,aproape direct proporțional, de presiunea inițială și, într-o măsură mult mai mică, de presiunea finală.

Admițînd următoarele valori pentru presiunile inițiale și finale ale conductelor :

P_1	P_2	$\frac{P_2}{P_1}$	$\frac{P_2^2}{P_1^2}$
8	4	0,5	0,25
10	5	0,5	0,25
20	10	0,5	0,25
30	10	0,33	0,11
40	10	0,25	0,0625
50	10	0,2	0,04

putem calcula în ce măsură influența directă a presiunii inițiale P_1 asupra capacității de transport a conductei este influențată de presiunea finală P_2.

Luînd valorile extreme $\frac{P_2^2}{P_1^2} = 0{,}25 \div 0{,}04$, obținem pentru factorul $\sqrt{1 - \frac{P_2^2}{P_1^2}}$ valorile $0{,}87 \div 0{,}98$, ceea ce înseamnă că, chiar în cazuri extreme, P_2 ar putea infuența capacitatea de transport cu maxim 11%.

De exemplu, dacă la o conductă magistrală cu presiunea inițială P_1 de 40 bar și presiunea finală P_2 de 10 bar reducem presiunea finală P_2 cu 4 atmosfere, de la 10 la 6 bar cîștigăm la capacitate 2%. În schimb, dacă ridicăm presiunea inițială numai cu o atmosferă de la 40 la 41 bar, creșterea capacității este de 2,5 %.

Din acest motiv ridicarea presiunii gazelor la sursă este mult mai eficientă din punctul de vedere al capacităților de transport decît pe traseul conductelor, bineînțeles să nu se depășească presiunea nominală a conductei.

Dacă, de exemplu, la conducta calculată mai sus ($P_1 = 40$ bar, $P_2 = 10$ bar prin montarea unei stații de comprimare la mijlocul conductei reducem presiunea cu zece atmosfere, de la 20 la 10 bar, debitul va crește cu 10%, ceea ce se poate obține cu ridicarea a numai 4 bar la plecare.

Aceasta ar însemna la plecare o rație de comprimare de numai $\frac{44}{40} = 1{,}1$ și cu același efect la capacitatea de transport ca și al unei stații de comprimare situată la mijlocul conductei cu rație de comprimare $\frac{20}{10} = 2$, care ar însemna investiție și cheltuieli mult mai mari.

Din formula (4) și din cele arătate mai sus putem scrie că, în mod practic, capacitatea unei conducte magistrale este :

$$\boxed{Q = K\, c\, P_1}$$

în care :

Q este capacitatea unei conducte ;
K — o constantă în funcție de diametrul și lungimea conductei ;
c — $0{,}87 \div 0{,}98$ în funcție de presiunea finală de sosire a conductei magistrale P_2 ;
P_1 — presiunea inițială a conductei, bar.

ION JESCU

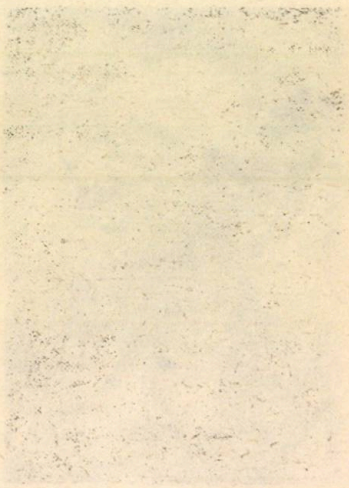
Cei ce sînt răscoliți, atunci cînd cu uimire văd mărimea lucrărilor miniere din Oltenia, de întrebarea, de profundă moralitate, cui se datorează ele, cine sînt cei ce le-au gîndit, le-au pus în fapt, pot afla acum pe unul dintre ei. Îl pot afla, căci el nu mai este. Ne așteptam să-i prezentăm o nouă carte specialiștilor ce se interesează de tehnica extracției miniere, celor ce cugetă asupra viitorului economic al țării. Nu bănuiam că vom scrie despre inginerul de mine **Ion Jescu** ca despre un coleg care a fost. El, cum puțini sînt din generația sa, purta neîntrerupt cu sine, prin faptele sale de viață, istoria dezvoltării industriei cărbunelui în România. Intrase în mină pentru prima dată la Cîmpulung Muscel, la vîrstă fragedă, cunoscuse în anii studenției și la început de carieră, ca inginer minier, bazinul Valea Jiului, ca să se oprească și să-și consacre întreaga viață profesională dezvoltării celui mai mare bazin minier de astăzi al țării, din Oltenia. Conducător de întreprindere minieră, și pe măsura creșterii, conducător de combinat, a dat măsura competenței sale și a dăruirii fără rezerve la realizarea primelor cariere din zonă, Balta Unchiașului și Cicani, mai apoi la deschiderea atîtor mine și cariere ce alcătuiesc astăzi cele două combinate din cursul mijlociu al Jiului și din valea Motrului. Muncitor, deschis la fire, tenace, â așezat fapta mai presus de orice. Faptei i-a sacrificat toate celelalte obișnuințe ale oamenilor. Atras, ca marile spirite, de multe îndeletniciri, a făcut și farmacie, a învățat și înnobilarea sticlei prin șlefuire de la mari maeștri europeni, ca să nu mai spunem de atracția scrisului, către care se lăsase în ultimii ani, cînd se apucase să pună în valoare experiența de inginer-conducător de oameni. A fost răbufnirea firii sale de cugetător care adună, adună, ca apoi să-și formuleze distilat convingerile, cunoștințele și experiența, acumulate de-a lungul anilor.

Ion Jescu se născuse într-o familie de țărani bucovineni. Bogata sa experiență conținea acea topitură de lucruri și fapte pe care-o poți cunoaște numai prin practică. Răspunderile pe tărîm obștesc, în organele politice locale și centrale, i-au fost nu numai recunoașterea calităților sale, dar deopotrivă surse de creștere a competenței, de ridicare a valorii faptei.

Zîmbetul lui sănătos ascundea, o știu cei ce l-au cunoscut, o natură adîncă. Numai așa trebuie să-i înțelegem căutările ce-l împingeau neîncetat spre opera de erudiție, spre documentul autentic, spre sursa primară. El avea nu numai carnețele și dosare de note și scriitură spontană sau sistematizată pe subiecte, lui nu-i lipsea din buzunar petecul de hîrtie pe care să rețină un gînd, o cifră, un izvor documentar. Avea multe preocupări tematice, era încrezător în planurile sale. Optimist a fost, optimist s-a stins.

Asemenea preocupări, invocate mai înainte, dictate de dorința exactității, nu-i limitau libertatea interpretării. Colegul **Ion Jescu** s-a ridicat la principiul adecvatului la realități, atunci, prin anii '60—'65, cînd energetica lumii era dominată de viziunea monocoloră a petrolului și gazelor, iar noi formulam perspectiva utilizării lignitului autohton. Mai mult, el a îmbrățișat proiectele de exploatare a lignitului din bazinul Oltenia, așezîndu-se în fruntea celor ce aveau să le treacă prin flacăra faptei, ținînd seama de cei doi factori de mediu — apa în carierele de luncă și sterilul la carierele din zonele colinare, ce condiționează eficacitatea tehnologiei de exploatare.

Activitatea și preocupările celui care a fost inginerul ION JESCU vor face ca toți colegii, toți cei care l-au cunoscut și cu care a lucrat, să-i păstreze o neștearsă amintire.



Revista MINE, PETROL și GAZE este editată de Oficiul de informare documentară pentru industria minieră
București, Calea Victoriei 220, sector 1, cod 71104 C.P. 22—146, telefon 59.29.75
Tiparul: Întreprinderea poligrafică „Informația", str. Brezoianu nr. 23—25, București, c. 1788

Prețul 13 lei/exemplar

Grafica : A. Socaciu

c. 1788

43 103

ICITPMN
BAIA MARE

INSTITUTUL DE CERCETARI,INGINERIE TEHNOLOGICA SI PROIECTARI PENTRU MINEREURI NEFEROASE BAIA MARE execută si oferă beneficiarilor interni si externi:

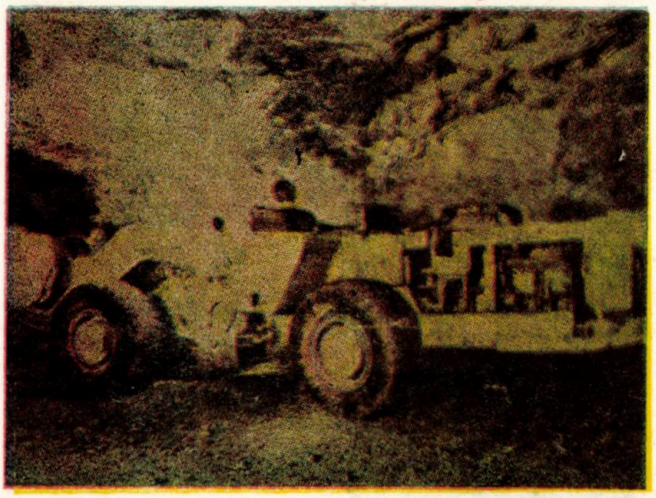
LUCRARI DE CERCETARE SI DOCUMENTATII TEHNICO-ECONOMICE DE PROIECTARE IN DOMENIUL EXTRACTIEI SI PRELUCRARII ZACAMINTELOR DE MINEREURI NEFEROASE SI AURO-ARGENTIFERE PENTRU:

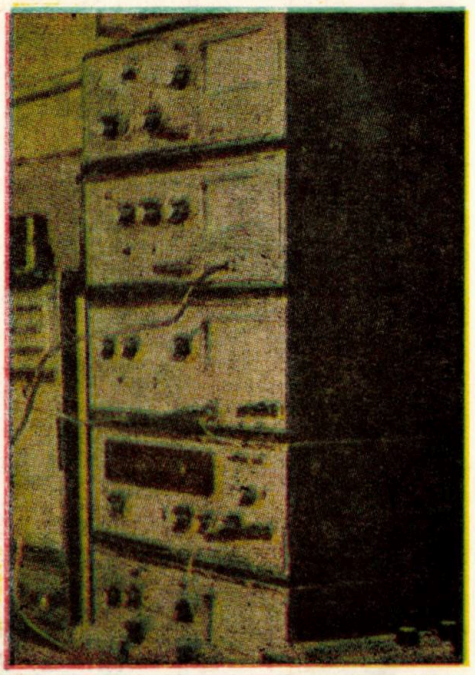
- sisteme si metode de exploatare,sapare, susţinere,perforare şi impuşcare a lucrărilor miniere,inclusiv studii de mecanica rocilor şi dirijarea presiunilor miniere;
- stabilirea gradului de prăfuire si combaterea prafului,de microclimat în subteran şi uzine de preparare,inclusiv studii de medicină minieră pentru prevenirea şi combaterea îmbolnăvirii profesionale;
- tehnologii de preparare a substanţelor minerale utile şi de prelucrare prin procedee neconvenţionale a minereurilor şi produselor polimetalice sărace sau reziduale în condiţii de laborator,micropilot,pilot,semiindustrial şi industrial;
- sinteze şi experimentări de noi reactivi pentru prelucrare prin flotaţie şi procedee neconvenţionale a substanţelor minerale utile;
- documentaţii pentru utilaje,mecanizare şi automatizare a proceselor tehnologice din subteran şi uzine de preparare;
- protecţia mediului înconjurător,depoluarea apelor de mină şi reziduale de la uzinele de preparare;
- analize economice,optimizări ale proceselor de producţie,organizarea ştiinţifică a producţiei şi a muncii,ergonomie şi psihosociologia muncii,prognoze ale dezvoltării ştiinţei şi tehnicii în domeniul extracţiei şi prelucrării minereurilor neferoase;
- documentaţii tehnico-economice de investiţii pentru obiective miniere şi de preparare.

ACORDA ASISTENTA TEHNICA pentru îmbunătăţirea fluxurilor tehnologice,modernizarea instalaţiilor în subteran şi uzine de preparare,valorificarea în producţie a cercetărilor încheiate şi la punerea în funcţiune a obiectivelor economice proiectate în cadrul institutului.

MAI EXECUTA SI OFERA analize chimice şi fizice prin metode spectrale,fotometrice ş.a., analize şi studii mineralogice,analize de uleiuri şi reactivi;
- lucrări cu izotopi radioactivi;
- prototipuri de mică serie şi unicate ale unor utilaje şi aparate pentru minerit şi preparare.

BAIA MARE,str.dr.Victor Babeş nr.62,telefon 30412,31171,30818,cod 775174,Jud.Maramureş, ROMANIA.





ICITPMN
BAIA MARE

REALIZEAZA pentru beneficiarii din ramura extractivă o gamă variată de lucrări prin:

ACTIVITATEA DE INFORMATICA

o Proiectare și implementare de produse informatice în domeniile: foraj sonde; producție țiței și gaze; distribuție gaze; aprovizionare-desfacere, financiar-contabilitate, personal, retribuire și altele.

o Exploatare curentă a produselor informatice pentru beneficiarii din sistem.

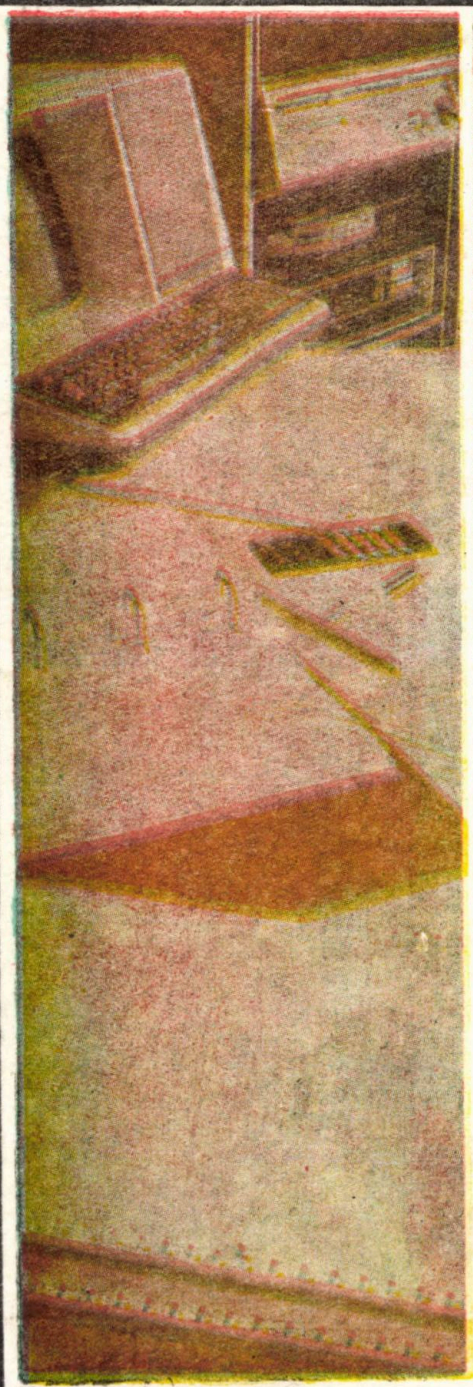
ACTIVITATEA INDUSTRIALA

o Produce pentru instalațiile și utilajele din industria petrolieră o gamă diversificată de articole tehnice din cauciuc - pentru majoritatea acestora fiind singurul furnizor din economie care răspunde cerințelor tuturor unităților din sectorul de petrol și gaze.

ACTIVITATI AUXILIARE

o Machete pentru obiective de investiții și tehnologii de producție pentru industria extractivă de petrol și gaze, lucrări de editare și tehnoredactare, tipărire și legătorie etc.

CCLA, BUCURESTI, str. Biserica Amzei nr. 23, telefon 597060



1988 MAR 25

centrul de calcul si lucrari auxiliare

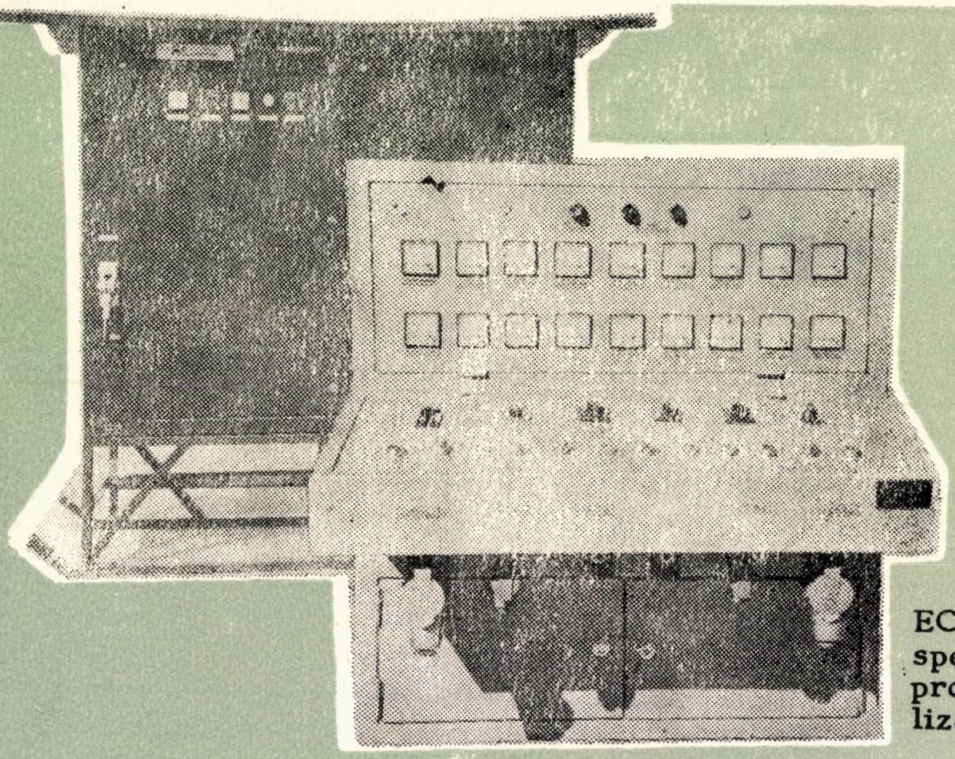
CCLA

E 1445

MINE PETROL GAZE

BUCUREŞTI – ROMÂNIA ★ Vol. 39, martie 1988

3



ECHIPAMENT ELECTRIC specific minelor de SARE proiectat, executat şi utilizat de SALINA SLANIC.

MINISTERUL MINELOR
CENTRALA SARII SI NEMETALIFERELOR

SALINA SLANIC

INTREPRINDEREA SALINA SLANIC produce şi oferă beneficiarilor interni şi externi:

SARE BULGARI: 0-50 şi 1-30 kg.

SARE PENTRU ZOOTEHNIE, cu 97% NaCl, de culoare alb-cenuşie, sub formă de brichete paralelipipedice de 250x150x80 mm, cu greutate de 5±5% kg şi umiditate de 1%.

SARE IN VRAC (industrială), cu granulaţie: 0-2; 0-4; 0-10; 0-16 şi 2-15 mm.

SARE AMBALATA în saci (de hîrtie şi polietilenă) de cîte 50 kg:
- sare măruntă 0-2 mm (97,5% NaCl);
- sare măruntă iodată 0-2 mm (97,5% NaCl);
- sare uruială 2-4 mm (98% NaCl);
- sare fină 0-1 mm (99% NaCl);
- sare extrafină 0-0,8 mm (99,2% NaCl);
- sare specială pentru industria alimentară de 1-2 şi 2-5 mm (99,2% NaCl).

SARE AMBALATA în pungi de polietilenă şi cutii de carton, de cîte 1 kg:
- sare fină 0-1 mm (99% NaCl);
- sare extrafină 0-1, 0,1-0,8 mm (NaCl)

INTREPRINDEREA SALINA SLANIC, str. Cuza Vodă nr. 22, jud. PRAHOVA, cod Sirues 0775370, telefon 972/ 40994, 40995

MINE, PETROL ŞI GAZE

ORGAN AL MINISTERULUI MINELOR ŞI AL MINISTERULUI PETROLULUI

ANUL XXXIX

Nr. 3 1988

OSZ MŰSZAKI INFORMÁCIÓS HIRADÓSZOLGÁLAT

CUPRINS

Pleşea, V., Almăşan, Şt. **Cercetări privind posibilităţile de creştere a vitezelor de avansare la săparea puţurilor cu diametrul liber de minimum 6 m** 109

Muste, I. **Energia gravitaţională şi aplicaţiile ei în minerit** (I) 114

Kruppa, V., Petrov Viorica, Csizmaş, I. **Contribuţii la perfecţionarea tehnologiilor de prevenire şi combatere a focurilor şi incendiilor subterane** 126

Constantinescu, I., Darabont, Al. Ciodaru, M. **Mentenanţa maşinilor şi instalaţiilor din industria minieră** (II) 131

Gheorghe, I. ş.a. **Adaptarea acţionării cu motor electric la excavatorul S 1202** 136

Stan, Al. D., Tudor, I., Stoianovici, D. **Alunecarea exactă la pompele de adîncime** (I) 137

Gheorghiţoiu, M. **Tipuri noi de sape folosite la forajul sondelor** 141

Dobrinescu, D. **Schimbătoare de căldură cu şicane-grilă** 145

Meghea, A. ş.a. **Utilizarea spectroscopiei RES la detectarea şi caracterizarea kerogenului din detritus** 148

COLEGIUL DE REDACŢIE

Preşedinte: ing. **Vasile-Gheorghe Scripăţ-Florescu**; *vicepreşedinţi:* dr. ing. **Gheorghe Aldea** şi ing. **Traian Cojocaru**; *membri:* ing. **Teodor Boru,** ing. **Gheorghe Boteanu,** ing. **Alexandru Butac,** ing. **Minea Ene,** prof. dr. ing. **Dumitru Fodor,** dr. ing. **Iancu Geangălă,** ing. **Gheorghe Giuclea,** ing. **Ion Gâf-Deac,** dr. ing. **Mircea Guran,** ing. **Ion Mărăscu,** ing. **Ion Mitrea,** dr. ing. **Florea Neagu,** ing. **Nicolae Pantilie,** ing. **Mircea Refec,** ing. **Aurel Sandu,** dipl. univ. **Elena Vrânceanu,** *redactor.*

REZUMATE

C.Z. 622.252

Pleşea, V., Almăşan, Şt. *Cercetări privind posibilităţile de creştere a vitezelor de avansare la săparea puţurilor cu diametrul liber de minimum 6 m*

După ce se prezintă stadiul execuţiei puţurilor prin metoda clasică, în alte ţări şi în bazinul carbonifer Valea Jiului, autorii analizează trei variante tehnologice de săpare a puţurilor cu diametrul liber de 6 m, precum şi măsurile necesare în vederea creşterii vitezelor de avansare la săparea lor.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 3, 1988

C.Z. 528.02 : 622.615 : 622.62 : 622.794.7

Muste, I. *Energia gravitaţională şi aplicaţiile ei în minerit (I)*

După o introducere cu privire la implicaţiile energiei în dezvoltarea economică a unei ţări şi o abordare, la modul general, a forţei şi energiei gravitaţionale, se trece la prezentarea aplicaţiilor acestei energii în domeniile de activitate ale industriei miniere : prospecţiune gravimetrică ; transport pe cale ferată ; transport pe plane libere sau automotoare ; transport prin greutate proprie, privit sub toate aspectele ; transport hidraulic ; recuperarea energiei de frînare ; prepararea substanţelor minerale utile. În final este abordat randamentul şi utilizarea, precum şi încadrarea, într-o mai mare măsură, a energiei gravitaţionale în consumul energetic din industria minieră. Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 3, 1988

C.Z. 622.82

Kruppa, V., Petrov Viorica, Csizmaş, I. *Contribuţii la perfecţionarea tehnologiilor de prevenire şi combatere a focurilor şi incendiilor subterane*

Sînt analizate tehnologiile de înnămolire cu cenuşă de termocentrală cu adaos de material spumant solid de tip praf unic şi material spumant lichid de tip genspumar. Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 3, 1988

C.Z. 658.581 :622.012.7

Constantinescu, I., Darabont, Al. Ciodaru, M. *Mentenanţa maşinilor şi instalaţiilor din industria minieră* (II)

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 3, 1988

C.Z. 621.879 — 83

Gheorghe, I. ş. a. *Adaptarea acţionării cu motor electric la excavatorul S 1202*

Autorii analizează necesitatea înlocuirii motoarelor diesel cu motoare electrice şi problemele tehnice de rezolvat în această direcţie.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 3, 1988

C.Z. 622.276.53

Stan, Al. D., Tudor, I., Stoianovici, S. *Alunecarea exactă la pompele de adîncime (I)*

Se stabileşte influenţa deformaţiilor elastice ale pistonului şi cilindrului pompei şi efectul viscozităţii majorate, sub presiunea fluidului, asupra alunecării.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 3, 1988

C.Z. 622.24.051

Gheorghiţoiu, M. *Tipuri noi de sape folosite la forajul sondelor*

Sînt descrise, constructiv, două tipuri de sape, clasificarea lor, mecanismele de uzură, performanţele şi recomandările de folosire.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 3, 1988

C.Z. 622.243.144.2

Dobrinescu, D. *Schimbătoare de căldură cu şicane-grilă*

Se prezintă noul tip de şicane-grilă utilizat în mantaua schimbătoarelor de căldură cu fascicul tubular. Se adaptează şi se completează relaţiile necesare pentru calcularea coeficientului de convecţie şi a căderii de presiune, corespunzătoare fluidului din manta. Se fac recomandările necesare pentru proiectarea şi realizarea unor schimbătoare de căldură cu astfel de şicane şi se prezintă performanţele tehnico-economice ale şicanelor-grilă.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 3, 1988

C.Z. 528.02 : 622.323

Meghea, A. ş. a. *Utilizarea spectroscopiei RES la detectarea şi caracterizarea kerogenului din detritus*

Este analizată posibilitatea aprecierii potenţialului petroligen al rocilor sedimentare prin detectarea kerogenului din spectrele de rezonanţă electronică de spin înregistrate direct pe probe de detritus. Se pun în evidenţă speciile paramagnetice existente în matricea minerală, precum şi cele provenite din contaminarea cu utilajele şi fluidul de foraj.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 3, 1988

CONTENTS

C.Z. 622.252

Pleşea, V., Almăşan, Şt. *Research work concerning the possibilities of improving the headway rates in sinking shafts with a minimum 6 m free diameter*

After presenting the conventional method for the sinking of shafts in other countries as well as in the Jiu Valley coal field, the authors put before three technological variants for the sinking of 6 m free diameter shafts, as well as the necessary measurements for the improvement of their headway rates.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 3, 1988

C.Z. 528.02 : 622.615 : 622.62 : 622.797.7

Muste, I. *The gravitational energy and its application in mining (I)*

After an introduction concerning the impact of power for the economic development of a country and a general approach of gravitational force and energy, the author continues by presenting the application of this kind of energy in the field of the mining industry : gravimetric exploration, rail transportation ; transportation on gradients ; all aspects of transportation by the own weight of the material ; hydraulic transportation ; the recovery of the braking energy ; the processing of minerals. In the end is presented the efficiency and the utilization as well as the place of gravitational energy within the framework of power consumption in the mining industry.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 3, 1988

C.Z. 622.82

Kruppa, V., Petrov Viorica, Csizmaş, I. *Contributions to the improvement of technologies for the prevention and control of underground fires and selfignition*

The technologies for the mudfilling with power station ash and addition of solid froth and liquid froth are analysed.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 3, 1988

C.Z. 658.581:622.012.7

Constantinescu, I., Darabont, Al., Ciodaru, M. *The maintenance of equipment and installations in the mining industry* (II)

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 3, 1988

C.Z. 621.879—83

Gheorghe, I. et al. *The adapting of the electric engine drive to the excavator S 1 202*

The authors analyse the necessity for the replacement of Diesel engines with electric ones as well as the ensuing technical problems.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 3, 1988

C.Z. 622.276.53

Stan, Al., D., Tudor, I., Stoianovici, D. *The precise sliding in depth pumps (I)*

The influence of the elastic deformations of the pump piston and cylinder as well as the effect—under pressure—of increased viscosity on sliding are determined.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 3, 1988

C.Z. 622.24.051

Gheorghiţoiu, M. *New types of drills for oil wells*

Two types of drills, their classification, wear mechanisms, performances and recommendations for their utilization are described.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 3, 1988

C.Z. 622.243.144.2

Dobrinescu, D. *Heat exchangers with grate dividing walls*

The new type of grate dividing walls utilized in the casing of tubular fascicle heat exchangers is presented. The necessary relations for the calculation of the convection coefficient and pressure drop, corresponding to the fluid in the casing are adapted and added to. The necessary recommendations are made for the design and manufacture of heat exchangers with such grates and their technical performances are presented.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 3, 1988

C.Z. 528.02 : 622.323

Meghea, A. et al. *The utilization of RES spectroscopy for the detecting and characterization of kerogen in detritus*

The possibility for the evaluation of oil potential of sedimentary rocks by detecting the kerogen in the electronic resonance spectrum, directly registered on detritus samples, is analysed. The existent paramagnetic species in the mineral matrix as well as those resulting from the contamination with the equipment and drilling fluid are emphasized.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 3, 1988

СОДЕРЖАНИЕ

C.Z. 622.252

Плеша, В., Алмэшан, Шт. *Исследования возможности повышения продвижености при проведении стволов с свободным диаметром не ниже 6 м*

После стадии проходки стволов классическим методом в других странах и в угольном бассейне Валя Жиулуй авторы представляют три технологических варианта проведения стволов со свободным диаметром 6 м, а также необходимые меры для повышения скоростей проходки при их проведении.

Ключевые слова: исследования, скорость, проходка, ствол, угольный бассейн, варианты, меры.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 3, 1988

C.Z. 528.02:662.615: 622.62: 622.794.7

Мусте, И. *Гравитационная энергия и её применения для горного дела (I)*

После важности энергии для экономического развития страны и общего представления гравитационной силы и энергии, автор представляет применения этой энергии в областях горного дела: гравиметрическая разведка, железнодорожный транспорт, транспорт на уклонах или бремсбергах, самокатная откатка, гравитационный транспорт, рекуперация тормозной энергии, обработка полезных ископаемых. В конце статьи автор говорит об использовании и эффективной гравитационной энергии и её вставлении в энергетическом расходе горного дела.

Ключевые слова: гравитационная энергия, применения, горное дело, эффективное использование.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 3, 1988

C.Z. 622.82

Круппа, В., Петров Виорика, Чизмаш, И. *Вклады в усовершенствовании технологии профилактики и подавления подземных пожаров и огней*

Представлены технологии заилывания золой теплоэктростанции с добавкой твёрдого вспенивательного материала типа порошка и жидкого вспенивательного материала типа пеногенератора.

Ключевые слова: усовершенствование, технология, профилактика, огонь, пожар, вспениватель, пеногенератор.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 3, 1988

C.Z. 658.581: 622.012.7

Константинеску, И., Дарабонт, Ал., Чёдару, М. *Содержание машин и установок в горной промышленности* (II)

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 3, 1988

C.Z. 621.879-83

Георге, И. и др. *Приспасабливаемость привода с электродвигателем к экскаватору С 1202*

Авторы анализируют необходимость замена дизельных двигателей электрическими двигателями и технические вопросы, связанные с этим.

Ключевые слова: присапасабливаемость, привод, двигатель, экскаватор.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 3, 1988

C.Z. 622.276.53

Стан, Ал. -Д., Тудор, И. Стоянович, Д. *Точное скольжение на глубинные насосы (I)*

Установлены влияние эластичных деформаций поршня и цилиндра насоса и эффект повышенной вязкости, под влиянием флюида, на скольжение.

Ключевые слова: скольжение, глубинные насосы, эластичные деформации, флюид.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 3, 1988

C.Z. 622.24.051

Георгицою, М. *Новые типы долот, используемых на бурении скважин*

Описаны два типа долот, их классификация, механизмы изношения, результаты и рекомендации использования.

Ключевые слова: долото, типы, бурение, скважина, результаты.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 3, 1988

C.Z. 622.243..144.2

Добринеску, Д. *Теплообменники с перегородкой-решёткой*

Представлен новый тип перегородки-решётки, используемый в футеровке теплообменников с трубчатым пучком. Приспасабливаются и дополняются необходимые отношения для расчёта коэффициента конвекции и падения давления соответствующие флюиду футеровки. Эти обменники рекомендованы для проектирования и осуществления. Представлены результаты использования-технико-экономических таких теплообменников с перегородкой-решёткой.

Ключевые слова: теплообменник, перегородка-решетка, конвекция, результаты.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39. nr. 3, 1988

C.Z. 528.02: 622.323

Мегя, А. и др. *Использование спектроскопии RES для детекции и характеризирования керогена из облома*

Анализирована возможность оценки петролигенного потенциала осадочных пород детекцией керогена из спектров электронного спинового резонанса, регистрированных непосредственно на пробах облома. Выявлены парамагнитные типы минеральной матрицы, а также типы образованные контаминацией оборудованием и буровыми флюидами.

Ключевые слова: петролигеновый потенциал, осадочные породы, кероген, облом, парамагнитные типы, контаминация.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 3, 1988

INHALT

C.Z. 622.252

Pleşea, V., Almăşan, Şt. *Untersuchungen betreffend die Erhöhungsmöglichkeiten der Vorschubsgeschwindigkeiten in der Auffahrung von Schachten mit dem freiem Durchmesser von mindestens 6 m*

Nach dem Stand der Schachtsenkung durch klassischen Verfahren in anderen Ländern und in dem Kohlenrevier Jiu Tal, stellen die Verfasser drei technologischen Varianten für die Auffahrung von Schachten mit dem freien Durchmesser von 6 m und die notwendigen Massnahmen fur die Erhöhung der Vorschubsgeschwindigkeiten bei deren Senkung vor.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 3, 1988

C.Z. 528.02 : 622.615 : 622.62 : 622.794.7

Muste, I. *Die Schwerenergie und ihre Anwendungen im Bergbau (I)*

Nach einer Einführung betreffend die Auswirkungen der Energie in der wirtschaftlichen Entwicklung eines Landes und eine allgemeine Beschreibung der Schwerkraft und der Schwerenergie, werden die Anwendungsmöglichkeiten dieser Energie auf verschiedenen Gebiete der Bergbauindustrie, wie : gravimetrische Prospektion, Gleisförderung, freie oder selbstgetriebene Förderung, Förderung unter eigenem Gewicht, unter allen Sichtpunkten betrachtet, hydraulische Förderung, Rückgewinnung der Bremsenergie, Aufbereitung der nützlichen Mineralstoffe vorgestellt. Am Ende werden der Wirkungsgrad, die Nutzung und das Einrahmen der Schwerenergie im grösseren Masse, in den energetischen Verbrauch der Bergbauindustrie überpruft.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 3, 1988

C.Z. 622.82

Kruppa, V., Petrov Viorica, Csizmaş, I. *Beitragungen zur Verbesserung der Verhütung und Bekämpfung der Selbstentzündung und der Grubenbrände*

Überprüft werden die Verschlammungsverfahren mit Kraftwerkaschen mit Zugabe von festen und flüssigen Schaumstoffen.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 3, 1988

C.Z. 658.581 : 622.012.7

Constantinescu, I., Darabont, Al., Ciodaru, M. *Die Instandhaltung der Maschinen und Anlagen in der Bergbauindustrie* (II)

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 3, 1988

C.Z. 621.879.83

Gheorghe, I. et al. *Die Anpassung des Elektroantriebs zu dem Bagger S 1202*

Die Verfasser überprüfen die Notwendigkeit des Ersatzes der Dieselmotoren durch Elektromotoren und die in dieser Hinsicht zulösenden Probleme.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 3, 1988

C.Z. 622.276.53

Stan, Al. D., Tudor, I., Stoianovici, D. *Die genaue Gleitung der Tiefpumpen (I)*

Festgestellt wird der Einfluss der elastischen Verformung der Pumpenkolben und — zylinder auf die Gleitung und die Auswirkung der unter dem Flüssigkeitsdruck erhöhten Viskosität.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 3, 1988

C.Z. 622.24.051

Gheorghiţoiu, M. *Neue Meisseltypen für Bohrungen*

Beschrieben werden zwei Bauarten von Bohrmeisseln, ihre Klassifizierung, die Verschleissmechanismen, die Leistung und Anwendungsempfehlungen.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 3, 1988

C.Z. 622.243.144.2

Dobrinescu, D. *Wärmetäuscher mit Gitterleitwänden*

Vorgestellt wird die neue Gitterleitwand, welche in dem Mantel der Wätmetäuscher mit Rohrbündeln Anwendung findet. Angepasst und ergänzt werden die notwendigen Beziehungen für die Berechnung der Konvektionszahl und des Druckfalls, der Mantelflüssigkeit entsprechend. Die norwendigen Empfehlungen fur die Entwiclung und Ausführung von mit solchen Gitterleitwänden vorgesehenen Wärmetäuschern werden getroffen und die technisch—wirtschafliche Leistung der Gitterleitwände vorgestellt.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 3, 1988

C.Z. 528.02 : 622.323

Meghea, A. et al. *Die Anwendung der RES Spektroskopie bei der Kerogensuchung und — beschreibung in dem Bohrschlamm*

Überprüft wird die Einschätzungsmöglichkeit des petroleumhaltenden Potentials der Sedimentgesteine durch die Kerogensuchung in den Spektren von Elektronenspinresonanz, welche direkt auf Bohrschlammproben aufgenommen wurden. Ausgezeichnet werden die paramagnetischen Arten aus der Mineralmatrix, sowie die, die durch Kontaminierung mit der Ausrüstung und der Bohrflüssigkeit entstehen.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 3, 1988

SOMMAIRE

C.Z. 622.252

Pleşea, V., Almăşan Şt. *Recherches concernant les possibilités d'augmentation des vitesses d'avansement au fonçage des puits à diamètre libre de minimum 6 m*

Après avoir présenté le stade de l'execution des puits par a méthode classique, à l'étranger et dans le bassin carbonifère Valea Jiului, les auteurs présentent trois variantes technologiques de fonçage des puits à diamètre libre de 6 m, de même que les mesures nécessaires en vue de l'augmentation des vitesses d'avansement pendant leur fonçage.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 3, 1988

C.Z. 825.02 : 622.615 : 622.62 : 622.794.7

Muste, I. *L'énergie gravitationelle et ses applications dans l'industrie minière (I)*

Après une introduction concernant les implications de l'énergie dans le developpement économique d'un pays et un traitement général de la force et de l'énergie gravitationelle, on présente les application de cette énergie dans les domaines d'activité de l'industrie minière : prospection gravimétrique, transport par chemin de fer, transport sur des plans libres ou automoteurs, transport par son propre poids, sous tous les aspects, transport hydraulique, récupération de l'énergie de freinage, la préparation des substances minérales utiles. Finalement on traite le problème du rendement et de l'utilisation, de même que de l'encadrement de l'énergie gravitationelle dans la consommation énergétique dans l'industrie minière.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 3, 1988

C.Z. 622.82

Kruppa, V., Petrov Viorica, Csizmaş, I. *Contributions au pérfectionnement des technologies de prévention et combat des feux et des incendies souterraines*

On analyse les technologies d'embouage avec du cendre provenant des centrales thérmiques à adjuvant de matériel moussant solide type poussière unique et matériel moussant liquide.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 3, 1988

C.Z. 658.581 : 622.012.7

Constantinescu, I., Darabont, Al., Ciodaru, M. *L'entretien des machines et des installations de l'industrie minière* (II)

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 3, 1988

C.Z. 621.879 — 83

Gheorghe, I. et. al. *L'adaptation de l'actionnement à l'aide d'un moteur éléctrique à la pelle type S 1202*

Les auteurs analysent la nécessité du remplacement des moteurs diesel par des moteurs électriques et les problèmes téchniques à résoudre dans cette direction.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 3, 1988

C.Z. 622.276.53

Stan, Al. D., Tudor, I., Stoianovici, D. *Le glissement exacte au pompes de fonçaye (I)*

On établie l'influence des déformations élastiques du piston et du cylindre de la pompe et l'effet de la viscosité majorée, sous la préssion du fluide, sur le glissement.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 3, 1988

C.Z. 622.24.051

Gheorghiţoiu, M. *De nouveaux types de trépans utilisés dans le forage des puits*

On décrit, constructivement, deux types de trépans, leur classification, les mécanismes d'usure, les pérformances et les recommandations d'utilisation.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 3, 1988

C.Z. 622.243.144.2

Dobrinescu, D. *Echangeurs de chaleur avec des chicanes et grille*

On présente un nouveau type de chicane-grille utilisé dans la couverture des échangeurs de chaleur à faisceau tubulaire. On adapte et on complète les relations nécessaires pour le calcul du coéfficient de convection et de la chute de préssion, correspondant au fluide de la couverture. On fait des recommandations à propos de la projéction et la réalisation des échangeurs de chaleur avec ce type de chicanes et on présente les performances téchniques-économiques des chicanes-grille.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 3, 1988

C.Z. 528.02 : 622.323

Meghea, A. et al. *L'utilisation de la spéctroscopie RES dans la détection et la caractérisation du kérogène du détritus*

On analyse la possibilité de l'apréciation du potentiel pétroligène des roches sédimentaires par la détection du kérogène des spectres de résonance électronique enregistrés directement sur des échantillons de détritus. On met en évidence les éspèces paramagnétiques existentes dans la matrice minérale, de même que celles provenant de la contamination avec des outillages et le fluide de forage.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 3, 1988

Cercetări privind posibilităţile de creştere a vitezelor de avansare la săparea puţurilor cu diametrul liber de minimum 6 m

Ing. V. Pleşea
teh. Şt. Almăşan
I.C.I.T.P.M.H. Petroşani

I. Introducere

Dezvoltarea producţiei de huilă, prevăzută a se extrage în actualul cincinal, la nivelul bazinului Valea Jiului, impune realizarea unui volum sporit de lucrări miniere de deschidere şi pregătire, în cadrul cărora puţurile verticale, de la zi, se detaşează prin importanţa şi complexitatea proceselor tehnologice.

Astfel, din volumul total al lucrărilor de deschidere preconizate a se executa în minele Combinatului minier Valea Jiului, pînă la finele actualului cincinal, puţurile reprezintă 6%, ceea ce înseamnă foarte mult, avînd în vedere volumul mare al lucrărilor de deschidere. Ca urmare, au fost analizate mai multe variante tehnologice de execuţie a puţurilor, cu posibilităţi de obţinere a unor viteze medii de avansare de 60 — 70 m/lună.

II. Stadiul actual de execuţie a puţurilor prin metoda clasică, în alte ţări

Într-o serie de ţări cu tradiţie în minerit, obţinerea vitezelor mari de avansare are la bază, în principal, utilizarea — în cadrul metodei clasice de săpare — a complexelor mecanizate.

Funcţie de natura rocilor înconjurătoare, a parametrilor tehnici şi de tehnologia de execuţie a puţurilor, sînt utilizate tipuri diversificate de complexe, de a căror eficienţă depind — în mare măsură — folosirea utilajelor cu productivităţi mărite, precum şi modul lor de amplasare în frontul puţului.

Utilizarea complexelor de săpare, caracterizate prin grade mărite de automatizare şi mecanizare, precum şi perfecţionarea continuă a tehnologiilor de săpare a puţurilor au condus la creşterea de aproximativ patru ori a vitezelor de execuţie, înregistrîndu-se viteze medii lunare de circa 90 m. Obţinerea acestor viteze a fost posibilă prin aplicarea pe scară largă a tehnologiilor de înaltă productivitate pentru strîngerea sterilului cu ajutorul maşinilor de încărcat cu graifere şi cupă şi cu comandă de la distanţă a cupelor ce au capacitatea de 2 — 3 m³. Evacuarea la suprafaţă a sterilului se realizează cu chible de 3 — 6,5 m³ şi posibilitate de autodescărcare.

În vederea împuşcării frontului de lucru, sînt perforate găuri cu diametre mărite (45 mm) şi adîncimi, care — funcţie de înălţimea cofrajelor glisante utilizate — ating valori de 3 — 4,5 m. Pentru perforare se utilizează instalaţiile mecanizate de diverse tipuri, cu 2; 3; 4 sau 5 maşini de perforare, funcţie de diametrul în săpare al puţului.

Utilizarea instalaţiilor multibraţ de perforare permite reducerea substanţială a volumului de muncă al lucrărilor, creşterea productivităţii muncii minerilor la înaintare şi îmbunătăţirea condiţiilor de muncă.

Puţurile sînt susţinute definitiv — după caz — cu beton monolit, tubinguri din beton armat şi din fontă, cărămidă sau lemn. Actualmente, în condiţii geo-miniere obişnuite, care nu necesită aplicarea unor metode speciale de săpare, se foloseşte cu precădere betonul monolit cu priză rapidă. Susţinerea definitivă se realizează utilizînd cofrajele glisante, operaţia fiind organizată după aceleaşi principii ca şi în industria minieră din ţara noastră. În vederea realizării susţinerii echivalente saltului de 4 m, se utilizează două conducte de betonare, făcînd posibilă atingerea unor productivităţi mari, de 24 — 30 m³/h.

În vederea eliminării fenomenului de segregare a betonului ce se intensifică o dată cu creşterea adîncimii de săpare, transportul betonului în spatele cofrajului glisant se execută de la suprafaţă cu chible de 3 — 4 m³ capacitate şi cu posibilitatea de evacuare la partea inferioară.

Cofrajele glisante au înălţimea — funcţie de stabilitatea rocilor — de 2 — 4,5 m; sînt utilizate pe scară largă cofrajele metalice secţionate, mai nou fiind concepută construcţia cofrajului prevăzut cu placă de turnare în spirală, făcînd astfel posibilă îmbinarea corectă a reprizelor de turnare pe seama împingerii amestecului de beton.

Betonul necesar susţinerii este adus la gura puţului de la o staţie centrală, cu rol de deservire pentru mai multe puţuri în săpare din cadrul zonei miniere respective.

De la staţia centrală de preparare, betonul este transportat cu autovehicule special echipate, care deversează direct în buncărele de recepţie cu care este prevăzut complexul de utilaj sau direct în chible.

Operaţia de amenajare a puţului, respectiv amplasarea moazelor, amenajarea compartimentului de circulaţie pentru personal, montarea ghidajelor şi a conductelor definitive se reali-

zează numai după terminarea săpării și betonării puțului pe toată adîncimea.

III. Stadiul actual de execuție a puțurilor în bazinul carbonifer Valea Jiului

Actualmente, în bazinul carbonifer Valea Jiului s-a extins — în cadrul metodei clasice de săpare — varianta concomitentă cu cofraj glisant care, față de varianta succesivă, înregistrează viteze superioare de avansare datorită eliminării operațiilor de montare, respectiv demontarea susținerii provizorii.

Pentru perforare sînt utilizate perforatoarele grele de tip P 90.

Încărcarea în chible a materialului derocat se realizează cu ajutorul încărcătoarelor pneumatice, prevăzute cu graifer, a căror capacitate este de 0,25 m³. Chiblele folosite la evacuarea materialului au capacități de 0,5 — 1,0 m³.

Pentru montarea susținerii definitive din beton monolit, se utilizează cofrajul metalic în construcție obișnuită, cu înălțimea utilă de 2 m, compus din 7 stîlpi verticali legați între ei prin două inele de rigidizare. De fiecare stîlp sînt fixate două uși metalice suprapuse, confecționate din tablă de oțel cu grosimea de 8 mm, ce se pot roti sub un unghi de 60 — — 70°. Betonul este adus în spatele cofrajului prin conducte cu diametrul de 200 mm, prevăzute cu amortizoare de tip eclisă, în vederea reducerii vitezei de cădere a acestuia.

La suprafață betonul este preparat în stații dotate cu betoniere cu amestec gravitațional de 500 l. Amenajarea puțurilor presupune realizarea, de la caz la caz, a unui volum de lucrări aferente acestei operații, încă din faza de săpare, respectiv betonare. Montarea moazelor se face în prezent în pilugile executate în golurile lăsate de buzunarele cofrajului glisant, fiind stabilite tehnologiile de montare prin fixarea acestora cu tije metalice.

IV. Variante tehnologice de execuție a puțurilor cu diametrul liber de 6 m

În vederea creșterii vitezelor de avansare la execuția puțurilor prin procedeul clasic de perforare-împușcare și folosirea cofrajului glisant, din multitudinea variantelor analizate reținem atenția asupra a trei scheme tehnologice, în cadrul cărora au fost folosite utilaje și instalații cu productivități mărite, după cum urmează.

● *Varianta I.* Această variantă presupune perforarea frontului cu șase perforatoare tip P 90, încărcarea materialului derocat cu ajutorul a două încărcătoare pneumatice, prevăzute cu graifere de 0,25 m³, evacuarea cu două chible de 2 m³ și betonarea cu cofraj glisant în construcție normală, cu înălțimea utilă de 2 m.

Modul de amplasare a utilajelor în puț și fazele tehnologice de susținere sînt prezentate în figura 1, respectiv 2.

● *Varianta a II-a.* În cadrul acestei variante, perforarea frontului se execută mecanizat, utilizînd instalația multibraț de perforare, încărcarea mecanizată a materialului derocat, instalația de încărcare prevăzută cu graifer de 0,65 m³ capacitate, evacuarea cu două chible cu capacitatea de 3 m³, betonarea cu cofrajul glisant de 2 m.

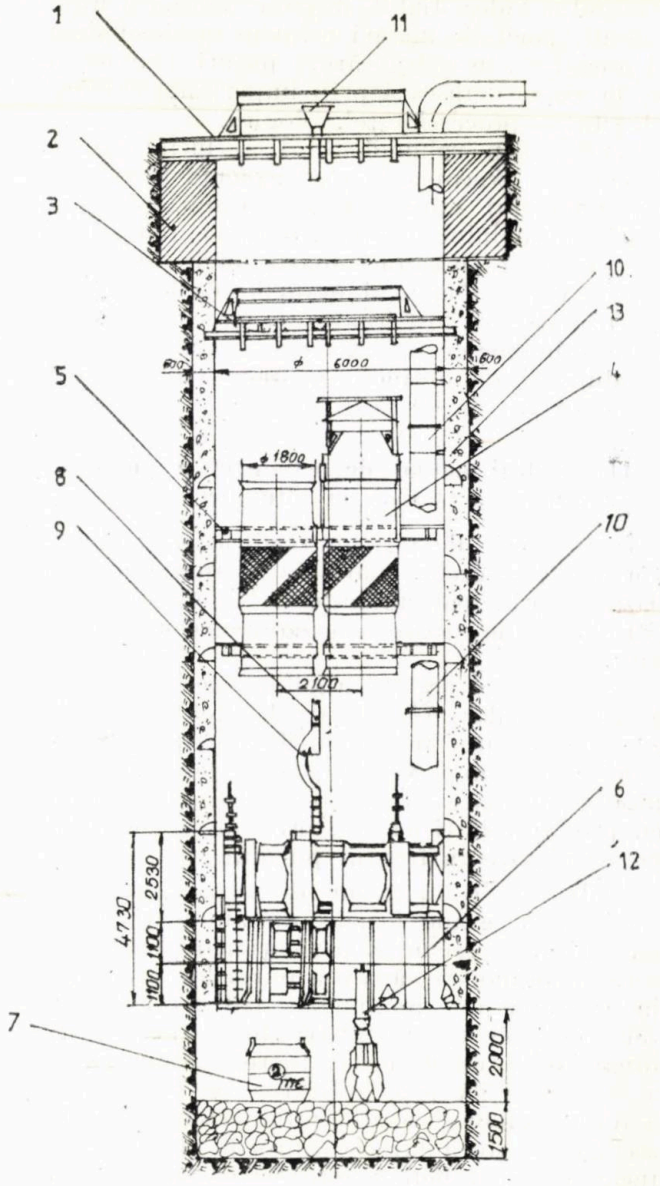
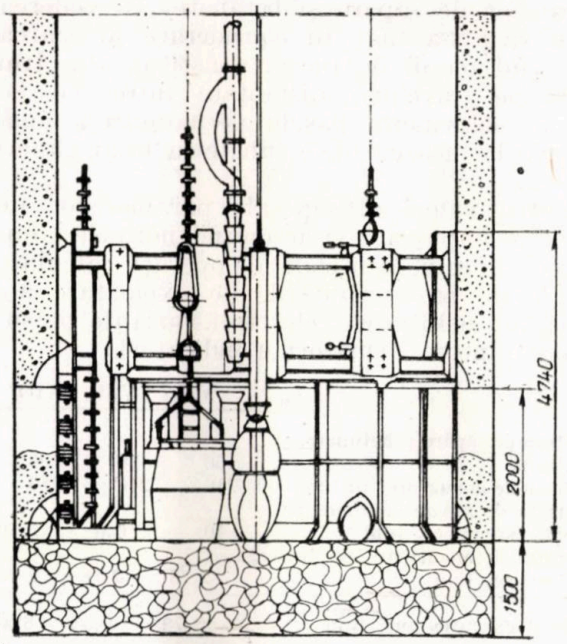


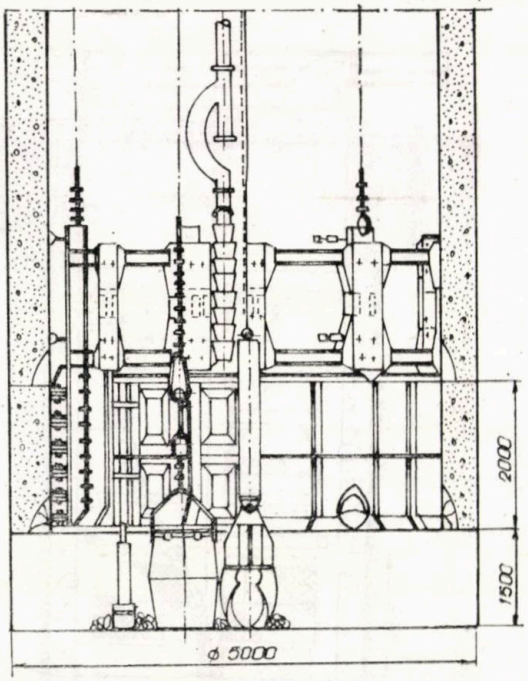
Fig. 1. Amplasarea utilajelor în puț: *1* — pod fix nr. 1; *2* — gulerul de puț; *3* — pod fix nr. 2; *4* — orificiul pentru trecerea chiblei; *5* — pod mobil de lucru; *6* — cofraj glisant (h = 2 m); *7* — chiblă (2 m³); *8* — conductă de betonare (Ø 200); *9* — amortizor; *10* — coloară de aeraj (Ø = 700); *11* — pîlnie de deversare beton; *12* — încărcător pneumatic manual (0,25 m³); *13* — dispozitiv de fixare a coloanei de aeraj.

Modul de amplasare a utilajelor în puţ şi fazele tehnologice de susţinere sînt prezentate în figura 3.

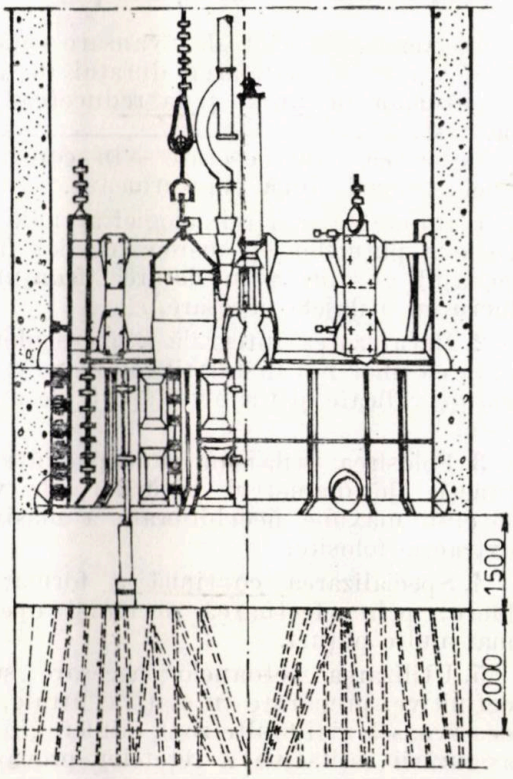
● *Varianta a III-a.* Varianta utilizează pentru perforarea găurilor instalaţia mecanizată cu graifer de 0,65 m³, evacuarea rocii se



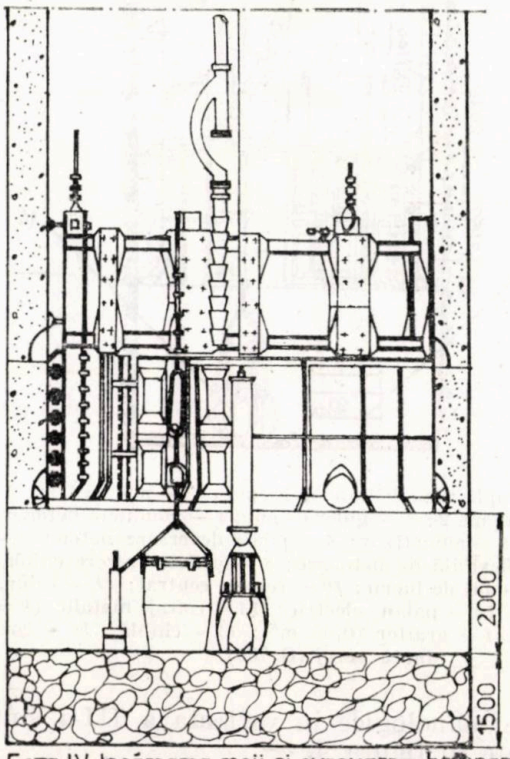
Faza I Evacuarea rocii, coborîrea cofrajului glisant şi betonarea tronsonului de 2m



Faza II Priza betonului şi evacuarea rocii rămase în frontul de lucru



Faza III Perforarea şi puşcarea găurilor



Faza IV Încărcarea rocii şi evacuarea, betonarea tronsonului de 2,0 m

Fig. 2. Fazele tehnologice de susţinere la executarea puţurilor cu cofraje glisante.

efectuează cu două chible de 3 m³ și montarea susținerii definitive din beton monolit, utilizînd un cofraj glisant ce are înălțimea utilă de 3 m.

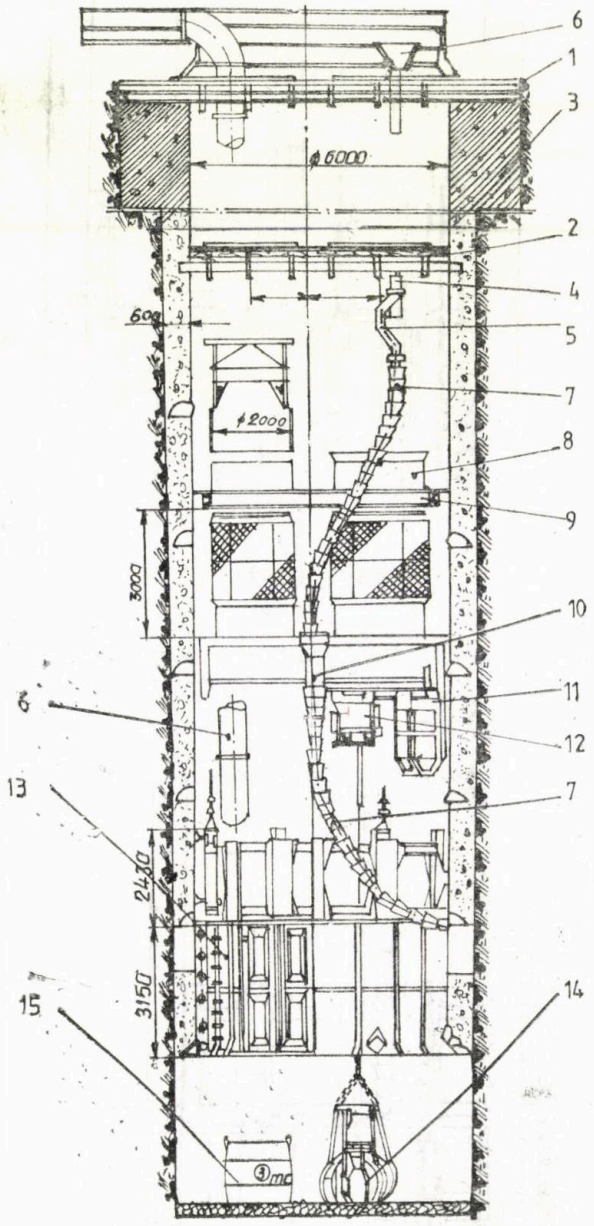


Fig. 3. Amplasarea utilajelor în puț: *1* — pod fix nr. 1; *2* — pod fix nr. 2; *3* — guler de puț; *4* — conductă betonare (Ø 200); *5* — amortizor; *6* — pîlnie deversare beton; *7* — conductă flexibilă de betonare; *8* — orificiu trecere chiblă; *9* — pod mobil de lucru; *10* — reazem central; *11* — cabină comandă; *12* — palan electric; *13* — cofraj metalic (h = = 3 m); *14* — graifer (0,65 m³); *15* — chiblă; *16* — conductă aeraj (Ø 700).

Fazele tehnologice în varianta a III-a sînt prezentate în figura 4.

Cele trei variante tehnologice au fost analizate în ipoteza săpării și betonării unui puț cu adîncimea de 600 m și diametrul liber de 6 m. Operațiile de săpare, respectiv betonare se execută în flux continuu, pe toată adîncimea, de către formații special constituite, iar operația de amenajare se efectuează de către alte echipe specializate, numai după încheierea operațiilor de săpare și betonare. În vederea amenajării s-a luat în considerare utilizarea unui pod mobil de lucru, constituit din trei platforme (niveluri) distanțate între ele pe înălțimi echivalente pasului de montare a două rînduri de moaze, adică lungimea unui ghidaj de 6 m.

Pentru valori diferite ale parametrilor de perforare-împușcare și acceptînd normele compuse de timp pe complexe de operații calculate funcție de productivitățile de exploatare ale utilajelor, utilizarea celor trei variante presupune obținerea următorilor indicatori:

	V.I	V.II	V.III
— viteza de săpare și betonare, m/lună	60	90	108
— viteza de amenajare, m/lună	216	216	216
— durata de săpare-betonare pe toată adîncimea, luni	10	6,6	5,56
— durata de amenajare pe întreaga adîncime, luni	2,78	2,78	2,78
Total execuție puț, luni	12,78	9,38	8,34

V. Măsuri necesare în vederea creșterii vitezelor de avansare la săparea puțurilor

Creșterea vitezelor de avansare conduce, în mod direct, la scurtarea duratei de execuție a puțurilor de mină și la reducerea prețului de cost.

De aceea sînt necesare — în continuare — unele măsuri, după cum urmează.

1. Îmbunătățirea tehnologiei actuale de execuție a puțurilor cu metoda clasică, utilizînd cofrajul glisant, prin dotarea fronturilor de lucru cu utilajele necesare.

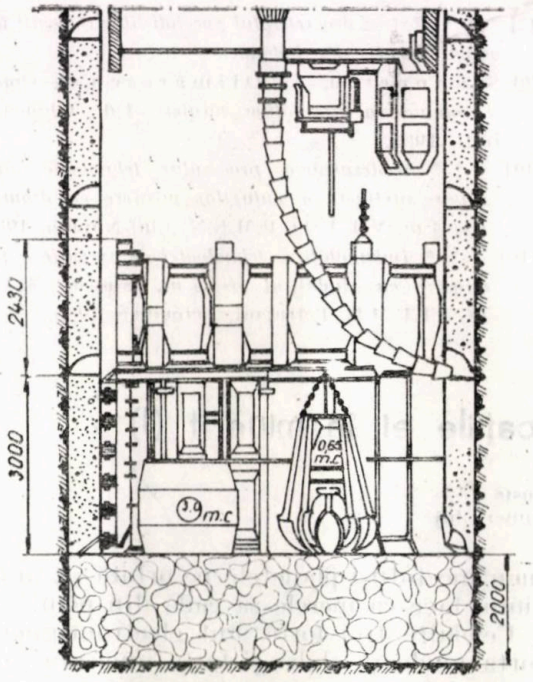
2. Mecanizarea integrală a operațiilor și asimilarea unor noi instalații complexe cu performanțe ridicate și un nivel sporit de automatizare.

3. Folosirea utilajelor cu capacități mărite, funcție de diametrul puțurilor, de valoarea sarcinii maxime neechilibrate a mașinilor de extracție folosite.

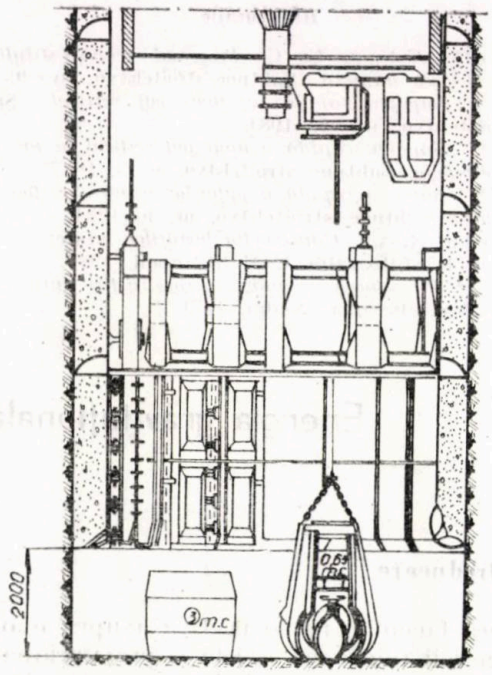
4. Specializarea continuă a formațiilor de lucru, prin efectuarea aceleași operații la mai multe puțuri.

5. Utilizarea betoanelor necesare susținerii definitive, preparate în stații centrale, care să deservească mai multe zone miniere, în vederea asigurării calitative a rețetelor prevăzute.

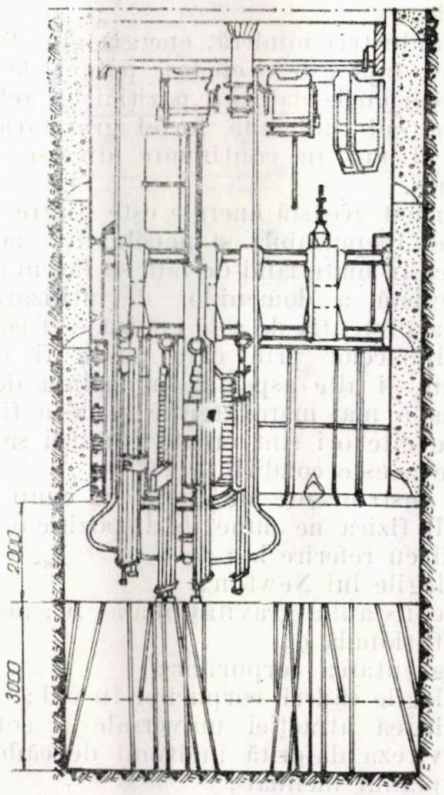
6. Efectuarea transportului betonului cu chible de 3 — 4 m³, în vederea eliminării fenomenului de segregare care are loc în cazul transportului pe conducte.



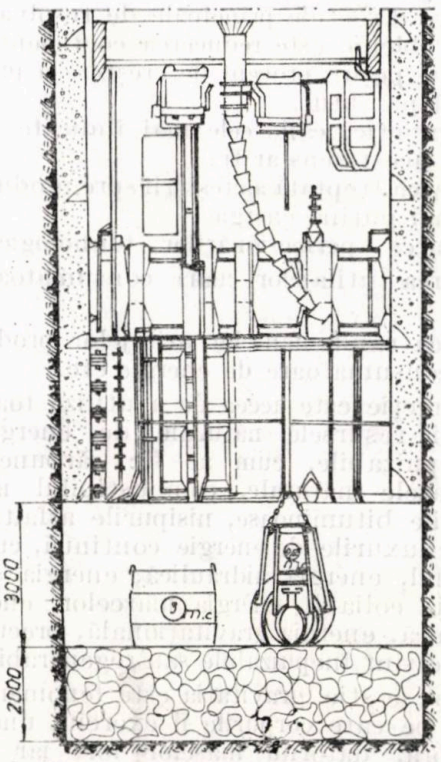
Faza I Evacuarea rocii, coborirea cofrajului metalic și betonarea tronsonului de 3m



Faza II Priza betonului și evacuarea rocii rămase în frontul de lucru



Faza III Perforarea și pușcarea găurilor



Faza IV Încărcarea rocii și evacuarea, betonarea tronsonului de 3,0 m

Fig. 4. Fazele tehnologice de susținere la executarea puțurilor cu cofraj glisant.

Bibliografie

[1] Melicveton, C. C. *Progresul tehnico-științific în construcția minieră.* Șahtnoe stroitelstvo, nr. 9, 1986.
[2] * * * *Săparea rapidă a unui puț vertical.* Șahtnoe striotelstvo, nr. 2, 1981.
[3] * * * *Săparea rapidă a unui puț vertical la mina Baiadevskaia.* Șahtnoe stroitelstvo, nr. 2, 1987.
[4] * * * *Săparea rapidă a puțurilor printr-o metodă combinată.* Șahtnoe stroitelstvo, nr. 6, 1984.
[5] Leț u, N. ș.a. *Construcția lucrărilor miniere verticale.* Vol. IV. Litografia I. M. Petroșani, 1987.
[6] * * * *Proiectarea organizării construcției minelor carbonifere.* Moscova, Nedra, 1979.
[7] * * * *Extras din referatul specialiștilor întocmit în urma vizitei în R. P. Polonă.*
[8] Simionescu, A., Dijmărescu, I. *Organizarea și conducerea activităților miniere.* Ed. tehnică, București, 1985.
[9] * * * *Modernizarea procesului tehnologic actual de săpare-susținere a puțurilor miniere cu diametrul de 4 și 5 m.* Vol. I. I.C.P.M.S.N. Cluj-Napoca, 1985.
[10] * * * *Îmbunătățirea tehnologiei de execuție a puțurilor miniere cu diametrul de 5 m, simbol 56 — 251.* I.C.I.T.P.M.H. Petroșani, octombrie 1986.

Energia gravitațională și aplicațiile ei în minerit (I)

Ing. **I. Muste**
Combinatul minier Cluj

Introducere

Dacă facem o retrospectivă asupra evoluției energeticii reiese că există o proporționalitate directă între consumul de energie pe locuitor și venitul național al unei țări.

Țările lumii și în special cele în curs de dezvoltare, în dorința lor de industrializare, de ridicare a nivelului de trai și de creștere a venitului național, au de soluționat, printre altele, și multiple probleme din domeniul energetic.

Una dintre direcțiile principale de rezolvare a acestor probleme este reducerea coeficientului de energie pe un procent de creștere a produsului național brut.

În mod practic, căile cele mai indicate de acționare în acest sens ar fi :

— deplasarea treptată a creșterii spre produse ce absorb mai puțină energie ;

— accelerarea perfecționărilor tehnologice ;

— înlocuirea utilajelor mari consumatoare de energie ;

— creșterea randamentelor utilajelor producătoare și consumatoare de energie etc.

O altă direcție este aceea de a utiliza toate rezervele și resursele naturale de energie, atît cele epuizabile, cum ar fi : cărbunele, petrolul, gazele naturale, combustibilul nuclear, șisturile bituminoase, nisipurile asfaltice etc., cît și fluxurile de energie continuă, cum ar fi : lemnul, energia hidraulică, energia solară, energia eoliană, energia mareelor, energia geotermică, energia gravitațională, precum și altele care sînt inepuizabile sau regenerabile.

După cum se știe, gravitația este fenomenul de atracție pe care corpurile îl exercită unele asupra altora, datorită maselor lor, iar în particular gravitația terestră este atracția pe care o exercită pămîntul asupra corpurilor.

Gravitația este una dintre cele patru forțe ale naturii identificate, pînă în prezent, de către fizicieni și, deși este cea mai slabă, ea menține totuși planetele pe orbită și, în același timp, face ca merele să cadă din pom.

Celelalte trei forțe sînt electromagnetismul, forța nucleară slabă și forța nucleară tare sau puternică.

Forța gravitațională a fost prima dintre forțele naturii utilizată de către om în scopuri practice, dar aria de răspîndire a aplicațiilor a rămas cam la același nivel ca acum o jumătate de veac, iar în unele activități este chiar în regres, fiind înlocuită cu soluții mai moderne dar, în același timp, mari consumatoare de energie.

În industria minieră, energia gravitațională, care de fapt este o energie potențială pe care o au corpurile datorită poziției lor relative în spațiu, sub influența forței gravitaționale, a avut și are în continuare diverse aplicații practice.

Întrucît această energie este dintre cele mai ieftine, inepuizabilă și nepoluantă, ne propunem ca în materialul de față să facem o trecere în revistă a domeniilor de utilizare — fără a avea pretenția de a le epuiza — a condițiilor și mijloacelor prin care poate fi utilizată, precum și alte aspecte, în dorința de a i se acorda o mai mare atenție și de a fi folosită ori de cîte ori sînt create condiții sau pot fi create aceste condiții.

Ca instrumente de lucru în cîmp gravitațional, fizica ne pune la dispoziție o serie de relații cu referire la :

— legile lui Newton ;
— constanta gravitațională K ; accelerația gravitațională g ;
— greutatea corpurilor ;
— legile căderii corpurilor în vid ;
— legea atracției universale a corpurilor ;
— viteza datorită înălțimii de cădere ;
— planul înclinat ;
— pendulul simplu ;
— pendulul complex ;
— echilibrul unei balanțe ;

— frecarea ;
— impulsul și traiectoria corpurilor aruncate sub influența unui impuls etc.

Nu ne propunem să ne ocupăm de aceste relații decît în măsura în care va fi necesar pentru explicarea unor fenomene sau a unor aspecte tratate.

Prezentarea aplicațiilor și a utilizărilor energiei gravitaționale în industria minieră o vom face pe domeniile de activitate ale acestei ramuri economice.

I. Aplicații în prospecțiunea gravimetrică

Prospecțiunea gravimetrică se aplică pe scară largă la cercetarea structurilor geologice, fiind folosită ca o metodă premergătoare altor prospecțiuni geofizice.

La noi în țară a dat rezultate bune la prospectarea structurilor petrolifere, de gaze naturale și a domurilor de sare, precum și la prospectarea unor substanțe minerale utile ca : minereuri de fier, minereuri aurifere etc.

Proprietatea fizică a rocilor sau a formațiunilor de roci și substanțe minerale utile, pe care se bazează prospecțiunea gravimetrică, este densitatea sau, mai precis, contrastele de densitate dintre două formațiuni de roci, denumite și anomalii gravimetrice.

Gravimetria are la bază cele două legi fundamentale formulate de Newton și în metodele de prospecțiune gravimetrică, se folosesc mai multe mărimi gravimetrice, cum ar fi : cîmpul gravitației, potențialul gravitației, suprafața echipotențială sau de nivel și gradienții potențialului gravitației, împreună cu relațiile dintre ele.

Unitatea de măsură a gravitației este galul, cu submultiplul său miligalul :

$$1 \text{ gal} = 1 \text{ cm/s}^2;$$
$$1 \text{ mgal} = 10^{-3} \text{ gal}.$$

Pentru nevoile practice ale prospecțiunii gravimetrice se utilizează miligalul.

Cele mai importante aparate utilizate în măsurarea gravitației și în prospecțiunea gravimetrică sînt diferite tipuri de gravimetre, pendulul, balanța de torsiune etc.

Precizia de măsurare a aparatelor gravimetrice este de ordinul a 0,03 mgal.

În mod practic, prospecțiunea gravimetrică urmărește detectarea anomaliilor gravității produse de corpurile geologice din scoarța terestră, care ar putea avea interes economic.

Fără a mai intra în detalii tehnice de lucru, după efectuarea sistematică a măsurătorilor cîmpului gravitațional g, după compensarea erorilor și după aplicarea reducerilor geofizice respective, se obțin valorile g'' raportate la o suprafață unică, identică cu cea pentru care au fost determinate valorile γ_0, ale cîmpului gravitațional normal și deci comparabile între ele. Anomalia cîmpului gravimetric se exprimă ca :

$$\Delta g_0'' = g_0'' - \gamma_0, \qquad (1)$$

unde :

$\Delta g_0''$ reprezintă anomalia cîmpului gravității ;
g_0'' — cîmpul gravimetric măsurat și compensat ;
γ_0 — cîmpul gravimetric normal

și aceasta este mărimea care reflectă numai efectul corpurilor geologice ascunse.

Reprezentarea cartografică a anomaliei cîmpului gravității, care reprezintă de fapt informația gravimetrică, se poate face :

— sub formă de hărți cu curbă de egală valoare, respectiv izograme ;

— sub formă de profile de variație a anomaliei gravimetrice.

În baza informațiilor cuprinse în aceste hărți sau profile se trece, în continuare, la o cercetare de detaliu a zonei ce prezintă interes.

II. Aplicații în topografie

Topografia, în general, precum și topografia minieră, în special, utilizează, în mod curent, efectele gravitației terestre, respectiv energia gravitațională în diferite ipostaze pentru a rezolva o serie de probleme ce condiționează reușita măsurătorilor topografice, precum și direct la efectuarea anumitor măsurători sau faze ale acestora.

Instrumentele sau dispozitivele care funcționează pe baza energiei gravitaționale, mai frecvent utilizate în topografie, sînt următoarele.

Firul cu plumb este un dispozitiv compus dintr-un fir, care are la unul dintre capete o greutate metalică sub formă de con, cilindru terminat cu un con etc. utilizat pentru verificarea verticalității unor elemente de construcție, a unor mașini și așa mai departe sau pentru așezarea aparatelor topografice deasupra punctelor de reper din stații.

Firul cu plumb materializează întotdeauna verticala locului.

Nivela sau nivela cu bulă de aer sau bolobocul sînt instrumente utilizate pentru stabilirea planelor sau a dreptelor orizontale.

Nivelele se bazează pe proprietarea unei bule de aer de a se ridica la suprafața lichidului cu care este închisă într-un vas și sînt alcătuite, fie dintr-un tub de sticlă curbat, închis la capete, fie dintr-un mic cilindru vertical foarte plat, cu partea superioară puțin bombată (nivelă sferică), care conțin un lichid rezistent la îngheț, lăsîndu-se un spațiu liber ocupat de bula de aer.

Funcționarea nivelelor se datorează diferenței de densitate dintre cele două elemente (lichid și aer) la baza cărora se află tot energia gravitațională.

Furtunul de nivel, care se compune din două tuburi de sticlă gradate legate între ele printr-un tub de cauciuc sau alt material în care se introduce apă, funcționează pe principiul vaselor comunicante, astfel că lichidul se ridică la același nivel în cele două tuburi. Dispozitivul servește la efectuarea așa-zisului nivelment hidrostatic.

Datorită faptului că lichidul cu care se umple are aceeași densitate, nivelul din cele două tuburi va fi situat într-un plan orizontal.

Clinometrul este un instrument care servește la măsurarea unghiurilor verticale, de înălțime, de adîncime și zenitale și este format dintr-un semicerc metalic ușor, gradat de la 0 la 90°, iar în centrul semicercului se află suspendat un așa-zis fir cu plumb.

Cu aceste instrumente și dispozitive se execută lucrări topografice cu referire la:

— semnalizarea punctelor pe teren prin jaloane, balize, piramide etc. (firul cu plumb);

— calarea aparatelor de măsurători topografice pe stații, în așa fel încît să fie perfect orizontale și, în același timp, să fie centrate și fixate exact pe verticala punctului topografic (firul cu plumb și nivele cu bulă de aer);

— lucrări de nivelment, în scopul de a determina diferența de nivel între două puncte sau cotele relative, precum și la determinarea cotelor absolute. În acest scop se mai utilizează și nivelmentul hidrostatic, avînd ca instrument de măsură furtunul sau tubul de nivel;

— trasarea fundațiilor, a cotelor, trasarea execuției zidăriei etc. (fir cu plumb, nivelă cu bulă de aer sau boloboc);

— transmiterea sistemului de referință de la suprafață în subteran, prin metoda firelor cu plumb care materializează verticala locului;

— semnalizarea punctelor din subteran cu ajutorul firelor cu plumb, luminate din spate;

— dirijarea lucrărilor miniere orizontale (galerii) și înclinate (planuri înclinate, suitori, puțuri), cu punct de atac și axă dată (firul cu plumb, nivelă cu bulă de aer sau boloboc, clinometru, laț de pantă).

De o mare însemnătate este precizia cu care se dirijează și se coordonează lucrările miniere, în special acelea care sînt atacate din două sau mai multe puncte și urmează a se întîlni în vederea realizării unei lucrări unitare și în acest sens experiența topografului are o mare importanță.

III. Aplicații în transportul minier

Transportul minier este foarte diversificat, atît ca sisteme de transport (transport pe cale ferată, transport cu bandă, transportoare cu raclete, transport pe funicular, transport cu mijloace auto, transport hidraulic, transport pneumatic, transportoare cu screper, transportoare oscilante și vibrante, transport gravitațional), cît și ca sens de transport (în coborîre sau în urcare pe o înclinare de la 0 la 90°) și afectează cheltuielile de producție a unei tone cu 40 — 50% și aproximativ în aceeași măsură și productivitatea muncii, precum și consumurile energetice. De aceea trebuie să i se acorde o foarte mare atenție activității de transport, atît în ce privește consumul energetic, cît și ponderea cheltuielilor în prețul de cost.

Influența, în mod pozitiv, a energiei gravitaționale în transportul minier se manifestă numai la acele sisteme care au sensul de transport în coborîre cu o pantă de la 0 la 90°.

1. *Transportul mecanizat pe calea ferată*

La săparea lucrărilor miniere, în general, și a lucrărilor miniere principale (galerii), în special, unul dintre elementele de cea mai mare importanță este declivitatea cu care se execută.

Regula de bază este ca declivitatea să fie în rampă începînd de la puț, plan înclinat sau gura galeriei de coastă înspre interior, pentru ca apele de infiltrație și tehnologice să se scurgă liber (gravitațional) pe canal, iar, pe de altă parte, rezistențele la mișcare ale garniturii de vagonete pline în pantă să fie sensibil egale cu rezistențele la mișcare ale garniturii de vagonete goale în rampă, cu alte cuvinte, declivitatea să fie de egală rezistență.

Pe galeriile unde se face transport mecanizat, literatura de specialitate, precum și practica acumulată recomandă ca declivitatea longitudinală să nu fie mai mică de $3^0/_{00}$ pentru galerii principale și $4^0/_{00}$ pentru galerii secundare, în scopul asigurării curgerii apei pe canal cu o viteză de cel puțin 0,1 m/s, chiar dacă locomotiva va trebui să dezvolte o forță mai mare de tracțiune la deplasarea garniturii goale.

Pentru a elimina posibilitatea deplasării vagonetelor singure pe calea ferată, normele de protecție a muncii limitează declivitatea căii ferate la maximum $7^0/_{00}$, cu excepția galeriilor pentru transportul automat, pe pante libere.

După cum se cunoaște bine din practică, apa reprezintă elementul cel mai dăunător pentru calea ferată și pentru galerie, pentru că se creează condiții improprii de circulație pentru personal și garniturile de vagonete, se înmoaie vatra galeriei, se deteriorează susținerea, se deteriorează suprastructura căii ferate, se degradează stabilitatea rocilor etc.

Pentru eliminarea acestor neajunsuri și, în același timp, pentru a se asigura o declivitate de egală rezistență, considerată între 2 și $3^0/_{00}$, este necesar ca lucrarea minieră să fie săpată și amenajată cu o rampă uniformă și continuă, iar canalul de colectare a apelor să fie construit din beton, cu o secțiune liberă cît mai mare, iar la anumite intervale să fie prevăzute jompuri de decantare, pentru colectarea depu-

nerilor, în vederea asigurării unei exploatări și întreținere corespunzătoare.

În practica minieră sînt foarte frecvente cazurile cînd acestui element, numit declivitate negativă sau pantă a galeriei, nu i se acordă atenția cuvenită în timpul execuției lucrării și efectele acestei neatenții se manifestă defavorabil pe toată durata de activitate.

Rezistența la mișcare a vagonetelor W pe o cale ferată, avînd un unghi de declivitate, se calculează cu expresia:

$$W = M_v g(w\cos\beta \pm \sin\beta \pm w_c) \pm K M_v a, \text{ N} \quad (2)$$

sau:

$$W = G_v\left(w\cos\beta \pm \sin\beta \pm w_c \pm K\frac{a}{g}\right), \text{ N}, \quad (3)$$

unde:

M_v este masa vagonetului, kg;
g = 9,81 ≈ 10 m/s² — accelerația gravitațională;
G_v = $M_v \cdot g$ = forța gravitațională care acționează asupra vagonetului, N;
w — rezistența specifică la mișcare, cu viteză constantă, pe o linie dreaptă;
w_c — rezistența specifică suplimentară în curbe, care se calculează cu expresia:

$$w_c = \frac{70}{R}c,$$

unde:

R este raza de curbură, m;
c = 1, cînd șina exterioară este supraînălțată și $c = 1{,}5$ cînd nu este supraînălțată;
a — accelerația vagonetului, m/s²;
K = 1,08 — coeficient care ține seama de inerția maselor de rotație.

Cînd transportul se face pe galerii cu unghi de declivitate mic, $\beta < 6°$, se poate considera $\cos\beta = 1$, iar $\sin\beta = \operatorname{tg}\beta = i$, care este declivitatea liniei ferate, expresia de mai sus devenind:

$$W = G_v(w \pm i \pm w_c \pm 0{,}11\ a), \text{ N}, \quad (4)$$

în care i are semnul plus cînd mișcarea se face în rampă (în sus) și minus cînd mișcarea se face în pantă (în jos), iar pentru a se ia semnul plus cînd mișcarea este accelerată și minus cînd mișcarea este retardată.

Declivitatea de egală rezistență a căii ferate se calculează din condiția:

$$(G + G_0)(w_p - i_{er}) = G_0(w_g + i_{er}), \quad (5)$$

de unde:

$$i_{er} = \frac{w_p(G + G_0) - w_g \cdot G_0}{G + 2G_0} = \frac{w_p(M + M_0) - w_g M_0}{M + 2M_0}, \quad (6)$$

în care:

i_{er} este declivitatea de egală rezistență;
M_0 — masa vagonetului gol, kg;
M — masa materialului încărcat în vagonet, kg;
G_0 = M_{0g} — forța gravitațională ce acționează asupra vagonetului gol, N;
G = M_g — forța gravitațională ce acționează asupra materialului încărcat în vagonet, N;
w_p, w_g — coeficienți de rezistență la mișcarea vagonetelor pline și goale, care pot fi calculați cu expresiile:

$$w_p = 0{,}0105 M^{-\frac{1}{3}} \text{ și } w_g = 0{,}0102\ M_0^{-\frac{1}{3}}, \quad (7)$$

în care:

M este masa încărcăturii utile de materiale, t;
M_0 — masa vagonetului gol, t.

Valorile acestor coeficienți se mai redau și sub formă de tabele în funcție de capacitatea vagonetului, de viteza de deplasare, de rezistența la mișcare în timpul pornirii și de gradul de murdărie a șinelor cu material.

În vederea asigurării unei rezistențe la mișcare cît mai mică a garniturilor de vagonete, este necesar ca la montarea căii ferate să se respecte întocmai toate recomandările rezultate din experiența de pînă acum, privitoare la structura și parametrii căii ferate, materialele de cale ferată, pantă, reguli de montare a căii ferate, precum și la întreținerea căii ferate și a materialului rulant.

2. *Transportul pe pante libere sau automotoare*

Circulația vagonetelor pe pante libere sau automotoare, sub acțiunea greutății proprii, se aplică în special în rampele puțurilor și în circuitele de la suprafață și are expresia:

$$M_v g(i - w') = M_v a, \quad (8)$$

de unde:

$$a = g\ (i - w'), \text{ m/s}^2.$$

Din această relație rezultă trei aspecte:
$i = w'$; $a = 0$ — mișcare uniformă;
$i > w'$; $a > 0$ — mișcare uniform accelerată;
$i < w'$; $a < 0$ — mișcare uniform retardată.

Timpul în care un vagonet parcurge distanța l, în metri, este:

$$t = \frac{l}{v_m} = \frac{2l}{v_i + v_f}, \text{ s}, \quad (9)$$

unde:

v_m este viteza medie, m/s;
v_i — viteza inițială, m/s;
v_f — viteza finală, m/s.

Viteza finală v_f poate fi calculată cu expresia :

$$v_f = v_i + at, \text{ m/s}, \quad (10)$$

în care, introducînd expresiile lui a și t, se obține :

$$v_f = v_i + g(i - w') \cdot \frac{2l}{v_i + v_f}, \text{ m/s}, \quad (11)$$

de unde :

$$v_f = \sqrt{v_i^2 + 2gl(i - w')}, \text{ m/s} \quad (12)$$

sau :

$$v_i = \sqrt{2\,gl(i - w') - v_f^2}, \text{ m/s} \quad (13)$$

sau :

$$i = \frac{v_f^2 - v_i^2}{2\,gl} + w'. \quad (14)$$

Pentru traseele drepte $w' = w$, iar pentru traseele în curbă $w' = w + w_c$.

Calculul transportului automotor se efectuează în următoarea ordine.

- Se stabilește planul căii ferate pe care se va executa transportul automotor.
- Se stabilesc dispozitivele de cale și locul unde urmează a fi amplasate (regulatoare de viteză, frîne, cîntar, împingători, instalație de compensare, culbutori, macaze, dispozitive de oprire etc.).
- Se împarte în sectoare planul căii ferate, în așa fel încît pe toată lungimea unui sector coeficientul de rezistență la mișcare w să aibă aceeași valoare.
- Se stabilește valoarea lui w' pentru fiecare sector.
- Se stabilesc parametrii v_f, v_i și i dintre care unii se impun și alții se calculează. De regulă, se aleg parametrii v_f și v_i ce trebuie realizați și se calculează i necesar. La alegerea valorilor v_f și v_i, trebuie ținut seama de următoarele recomandări :

— pentru a evita deraierile și a nu periclita securitatea muncii, viteza maximă pe circuit nu trebuie să depășească 2,5 m/s ;

— viteza minimă să nu fie mai mică de 0,5 m/s ;

— viteza cu care un vagonet trece printre camele sau saboții diferitelor dispozitive de cale să nu fie mai mare de 1,0 m/s ;

— pentru începutul pantei pe care vagonetul începe să se miște, se stabilește o declivitate de 2,5 — 3 ori mai mare decît valoarea lui w'.

- Se calculează pierderile de înălțime $\Delta h = l \cdot i$, pentru fiecare sector de lungime l.
- Se calculează pierderea totală de înălțime $H = \Sigma \Delta h$.
- În funcție de schema transportului automotor și pierderea totală de înălțime se alege felul instalației de compensare a acestei pierderi de înălțime și se efectuează calculul acesteia.

Pentru asigurarea securității în timpul funcționării și pentru realizarea unor parametri optimi de exploatare, la construcția și exploatarea circuitelor automotoare trebuie avute în vedere următoarele :

— în scopul evitării deraierilor, circuitul trebuie prevăzut cu contrașine mai înalte decît șinele cu 15 — 30 mm sau cu bare de conducere ;

— șinele de cale ferată recomandate trebuie să fie de profile mai grele, respectiv tipurile 17,65 — 24 kg/m, care asigură cheltuielile minime de exploatare ;

— legătura între șine să fie făcută obligatoriu prin eclise ;

— pentru reducerea rezistenței la mișcare în curbe, ecartamentul trebuie să fie lărgit cu 10 — 20 mm prin deplasarea șinei interioare, în timp ce pentru evitarea deraierilor șina din exterior trebuie suprainălțată ;

— trecerea de la calea ferată orizontală la cea înclinată sau invers se recomandă a fi realizată cu raze suficient de mari ;

— schimbătoarele de cale utilizate vor fi de construcție simplă, sigure în funcționare și ușor de întreținut și exploatat ;

— mijloacele de transport, respectiv vagonetele, trebuie să fie bine întreținute, pentru a avea siguranță în circulație și o rezistență la mișcare cît mai mică.

Circuitele automotoare au o construcție simplă, ușor de exploatat și întreținut, fără consum de energie pe parcurs, cu excepția compensatorului de nivel, cu personal redus pentru exploatare și se recomandă a fi utilizate.

3. *Transportul prin greutate proprie*

Transportul prin greutate proprie se realizează datorită acțiunii forței gravitaționale asupra materialului de transportat ; este cel mai ieftin procedeu de transport, simplu și cu productivitate ridicată.

Se indică a fi folosit atunci cînd :

— se poate asigura un unghi de înclinare suficient de mare ;

— fărîmițarea materialului transportat nu reprezintă un impediment ;

— conținutul de praf ce se produce în unele cazuri nu periclitează securitatea muncii.

În timpul transportului prin greutate proprie asupra unei bucăți de material, care alunecă pe o suprafață înclinată cu un unghi β, acționează în planul suprafeței de alunecare următoarele forțe (fig. 1) :

— componenta forței gravitaționale :

$$F_1 = G\sin\beta, \text{ N} ; \quad (15)$$

— forța de frecare :

$$F_2 = f \cdot G\cos\beta, \text{ N}, \quad (16)$$

unde :

G este greutatea bucății de material, N ;
β — unghiul de înclinare a suprafeței de alunecare ;
f — coeficientul de frecare în mișcare dintre material și suprafețele de alunecare.

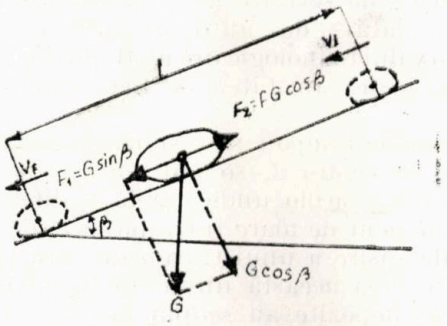


Fig. 1. Schema forțelor care acționează asupra unei bucăți de material care se găsește pe o suprafață înclinată.

Forța rezultantă va fi :

$$F = F_1 - F_2 = G(\sin\beta - f\cos\beta), \quad \text{N}. \tag{17}$$

Dacă înlocuim în această formulă :

$$F = Ma, \quad \text{N}$$

și :

$$G = Mg, \quad \text{N},$$

se obține :

$$Ma = Mg\ (\sin\beta - f\cos\beta), \ \text{N} ; \tag{18}$$

$$a = g\ (\sin\beta - f\cos\beta), \ \text{m/s}^2, \tag{19}$$

unde :

M este masa bucății de material, N ;
a — accelerația de mișcare a materialului, m/s^2 ;
g = 9,81 — accelerația gravitațională, m/s^2.

Din analiza acestei ecuații rezultă trei cazuri :

$\text{tg}\beta > f$ sau $a > 0$, mișcarea este uniform accelerată ;
$\text{tg}\beta = f$ sau $a = 0$, mișcarea este uniformă ;
$\text{tg}\beta < f$ sau $a < 0$, mișcarea este uniform întîrziată.

Pentru a găsi expresia de calcul a vitezei finale v_f a materialului, după ce a parcurs o distanță l, se pleacă de la egalitatea :

$$\frac{M(v_f^2 - v_i^2)}{2} = F \cdot l = Mg(\sin\beta - f\cos\beta)\cdot l, \tag{20}$$

de unde :

$$v_f = \sqrt{2g(1 - f\,\text{ctg}\beta)\cdot h + v_i^2}, \ \text{m/s}, \tag{21}$$

Tabelul 1

Felul materialului	Pe vatră	Pe podituri de lemn	Pe jgheaburi de oțel
Lignit	0,80—0,90	0,70—0,80	0,40—0,55
Huilă	0,70—0,80	0,60—0,70	0,30—0,50
Antracit	0,70—0,80	0,50—0,60	0,27—0,35
Calcar	0,90—1,20	1,00—1,10	0,65—1,00
Minereu de fier	1,30—1,70	—	0,70—1,40

în care :

$h = l\sin\beta$ — proiecția pe verticală a lui l, m ;
v_i — viteza inițială, m/s.

Cînd se impune o anumită limită pentru v_f se poate calcula unghiul de înclinare necesar cu relația :

$$\text{tg}\beta = \frac{2ghf}{2gh + v_i^2 - v_f^2}. \tag{22}$$

Valoarea coeficientului de frecare în mișcare pentru diferite materiale este redată în tabelul 1.

Întrucît coeficientul de frecare în mișcare reprezintă 0,5 — 0,7 din valoarea coeficientului în repaus, este necesar ca materialul să aibă o viteză inițială sau, în zona începerii mișcării, jgheabul să aibă o înclinare cu circa 8° mai mare decît înclinarea corespunzătoare coeficientului de frecare în repaus f.

În scopul reducerii coeficientului de frecare, respectiv a înclinării jgheaburilor, se pot utiliza jgheaburi de oțel emailate.

Valoarea coeficientului de frecare f este diferită chiar pentru unul și același material, în funcție de forma și mărimea bucăților, compoziția granulometrică, umiditatea, starea suprafeței de alunecare etc. și, din acest motiv, se recomandă ca pentru fiecare caz concret valoarea coeficientului de frecare să se stabilească în mod experimental.

Cînd transportul se execută cu jgheaburi montate în abataje sau pe lucrări miniere înclinate, calculul debitului se face cu expresia generală folosită în transportul continuu :

$$Q = 3\,600\ F_0 \cdot v \cdot \psi \cdot \gamma, \ \text{t/h}, \tag{23}$$

unde :

F_0 — aria secțiunii jgheabului, m^2 ;
v — viteza materialului, m/s ;
ψ = 0,4 — 0,6 — coeficient de umplere a jgheabului ;
γ — greutatea volumetrică a materialului, t/m^3.

Calculul unei secțiuni F_0 se stabilește pentru porțiunile unde viteza materialului este minimă.

În transportul minier este de o mare importanță modul în care sistemele de transport fac joncțiunea între ele și modul în care punctele

de joncțiune, respectiv stațiile de diferite feluri sînt mecanizate și organizate din punctul de vedere al preluării neuniformităților de debit, al flexibilității în schema fluxului tehnologic.

Majoritatea întreruperilor în transportul subteran conduc la oprirea lucrului în abataje și, de aceea, stațiile de încărcare sau de schimb joacă un rol important cînd sînt prevăzute cu siloz-tampon, cu capacitate cît mai mare de înmagazinare.

Aceste silozuri-tampon se recomandă a se utiliza ori de cîte ori avem posibilitatea de a valorifica o diferență de nivel și se pot prezenta sub diferite forme : silozuri de diferite capacități, rostogoluri verticale sau de mare înclinare, descensoare, silozuri-tunel, înmagazinări de minereu în spațiul exploatat.

În toate aceste forme de înmagazinare transportul se realizează prin greutate proprie datorită energiei gravitaționale sau potențiale pe care o are materialul depozitat.

Sistemul de transport gravitațional sau prin greutate proprie este format din :

— mijlocul de transport și înmagazinare ;

— utilaje și sisteme de alimentare ;

— utilaje și sisteme de golire sau evacuare a materialului.

3.1. Mijloace de transport și înmagazinare

a. Înmagazinare și transport în spațiul exploatat

La minele de minereuri unde forma, dimensiunile, înclinarea și proprietățile fizico-mecanice ale zăcămîntului și rocilor înconjurătoare permit aplicarea unor metode de exploatare cu înmagazinare, cu galerii de subetaj sau cu împușcare masivă, minereul cade liber și este evacuat din spațiul exploatat prin gurile de evacuare dotate cu dispozitive de închidere. Numai în cazul metodelor cu aripi înclinate și cu rambleu este nevoie de acoperirea taluzului de rambleu cu foi de tablă pentru a preîntîmpina diluția și, în același timp, pentru a reduce coeficientul de frecare.

În minele de cărbune, la stratele cu înclinare mare, unde se aplică metoda de exploatare cu trepte răsturnate și tăierea cu ciocane de abataj, se practică o izolare prin podirea spațiului exploatat și pe această suprafață se realizează transportul gravitațional. Cînd înclinarea este mai mare, izolarea se face discontinuu sub formă de trepte sau poduri, iar cînd înclinarea este mai mică, izolarea se face printr-o poditură continuă.

În strate cu înclinări sub 35 — 40°, transportul se face pe jgheaburi din tablă de oțel obișnuit, iar la înclinări mai mici se folosesc chiar jgheaburi emailate.

b. Silozurile sînt construcții realizate cu scopul de-a înmagazina temporar cantități din materialul ce parcurge fluxul tehnologic. Cu cît capacitatea de depozitare este mai mare, cu atît utilajele din aval sau din amonte față de siloz au o independență mai mare în funcționare.

Pentru ca durata de funcționare a silozurilor să fie cît mai mare, acestea se căptușesc cu materiale de uzură care pot fi tablă, plăci de oțel manganos, zidărie din roci dure, zidărie din cărămizi de bazalt topit, beton etc.

Foarte frecvent silozurile sînt dotate cu dispozitive de sesizare a umplerii și golirii lor și — totodată — de automatizare a funcționării fluxului tehnologic din aval sau din amonte, în funcție de cantitatea de material existentă în siloz.

Depozitele-tampon sau silozurile-tunel, prezentate în figura 2, se pot forma, de regulă, la suprafață, acolo unde există o diferență de nivel suficient de mare între punctul de plecare și cel de sosire a unui traseu de transport sau se poate crea această diferență de nivel.

Aceste depozite au scopul de a da posibilitatea formării unui stoc-tampon cît mai mare, care să asigure funcționarea independentă a utilajelor din fluxul tehnologic existent, în aval sau în amonte. Atît pentru deversarea materialului în siloz, cît și pentru încărcarea acestuia din siloz se utilizează energia gravitațională.

În figura 2 este prezentată o instalație de concasare și un depozit-tampon sub formă de siloz-tunel, intercalat în fluxul unor transportoare cu bandă.

Ca utilaje de alimentare a benzii cu materialul depozitat în acest siloz se folosesc, de regulă, alimentatoare tip sanie și alimentatoare oscilante sau vibrante.

Tunelul de încărcare este construit din elemente prefabricate din beton.

c. Rostogoluri verticale și de mare înclinare sînt construcții miniere care fac legătură între două sau mai multe orizonturi sau niveluri și, în același timp, pot transporta gravitațional materialul de la orizonturile superioare la orizonturile inferioare.

Rostogolurile pot fi amenajate ca simple compartimente în interiorul suitorilor, cînd acestea servesc și la acces, aerajul sau transportul de materiale între două orizonturi sau pot fi amenajate numai ca rostogol simplu sau rostogol-colector, cînd servesc numai la transportul gravitațional al minereului sau sterilului.

Atunci cînd sînt săpate în roci dure și extradure, nu este necesară susținerea, dar trebuie să se realizeze o separare a compartimentului de rostogol față de celelalte compartimente, prin pereți rezistenți și etanși.

În cazul în care rocile traversate sînt semitari sau moi și au o stabilitate redusă, este necesar să se execute o susținere adecvată (lemn, beton, zidărie etc.), iar în pereții de compărti-

mentare să se prevadă ferestre de vizitare a rostogolului, prin care să se poată acționa în caz de înfundare.

La rostogolurile colectoare între două sau mai multe orizonturi, execuția trebuie realizată după proiecte tip care să asigure funcționalitatea, posibilitatea de control, executarea de reparații și deblocarea în caz de nevoie.

Pentru evitarea înfundărilor se recomandă ca diametrul rostogolului să fie de 4 — 6 ori mai mare decît mărimea maximă a bucăților de material, iar înălțimea de umplere, în funcție de rocile ce se transportă, se recomandă a fi între o treime și cel mult două treimi, cînd transportul se face între două sau mai multe orizonturi; în același timp este nerecomandabil să se lucreze cu rostogolul gol.

În figura 3 este prezentat un suitor susținut în lemn cu două compartimente dintre care unul de acces și al doilea rostogol, prin care se face și transportul gravitațional al materialului rezultat în timpul excavării.

De regulă, profilul și modul de susținere și amenajare a suitorilor și rostogolurilor sînt tipizate și redate prin albumele de profile tipizate.

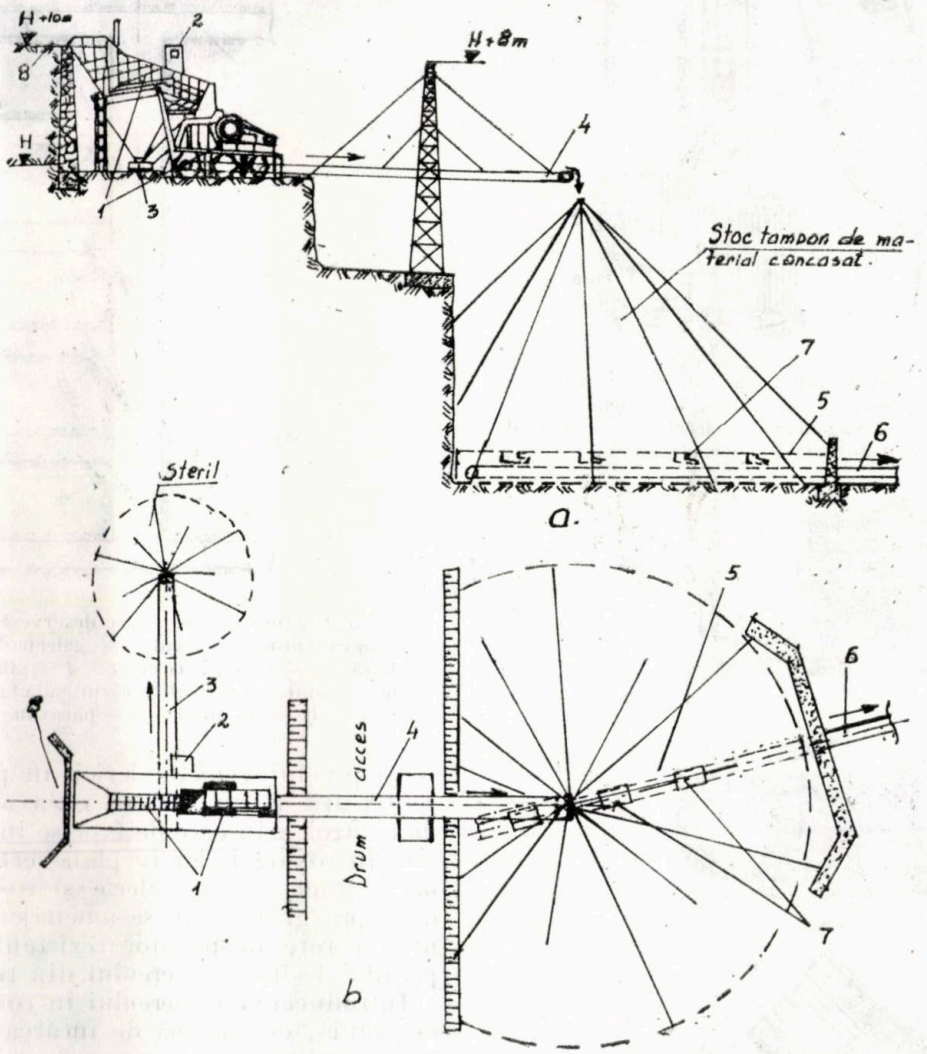


Fig. 2. Instalație de concasare și depozit-tampon sub formă de siloz-tunel: *a* — secțiune verticală; *b* — vedere în plan; *1* — grup de concasare C 12090 cu separator de steril; *2* — cabină de comandă; *3* — transportor de steril; *4* — transportor de material concasat; *5* — siloz-tunel; *6* — transportor de material depozitat în stoc; *7* — alimentatoare-sanie; *8* — rampă de golire a autobasculantelor.

În figura 4 sînt prezentate cîteva profile de suitori și rostogoluri netipizate.

Sînt frecvente cazurile în care rostogolul-colector servește la înmagazinarea și transportul minereului rezultat de la nivelul a două sau mai multe subetaje din cadrul unui orizont — exemplu la mina Deva — prezentat în figura 5. În această situație, pentru ca activitatea să se desfășoare fără întreruperi, este necesar ca nivelul pînă la care rostogolul este plin cu minereu să fie totdeauna sub nivelul ultimului subetaj.

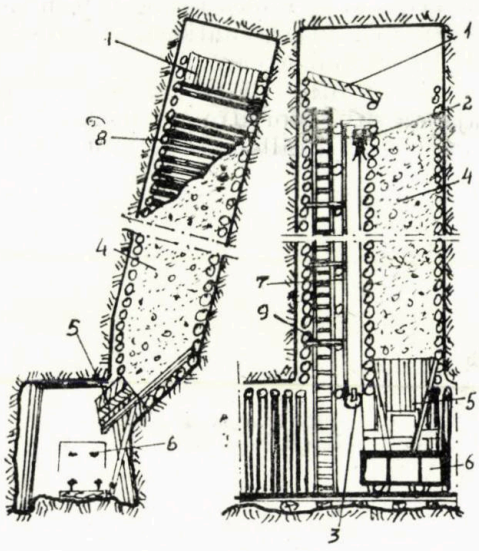


Fig. 3. Săparea și susținerea unui suitor-rostogol: *1* — pod de lucru; *2* — scripete; *3* — rolă; *4* — rostogol; *5* — gură de rostogol; *6* — vagonet; *7* — scări; *8* — cadre de susținere sau granturi; *9* — pod de odihnă.

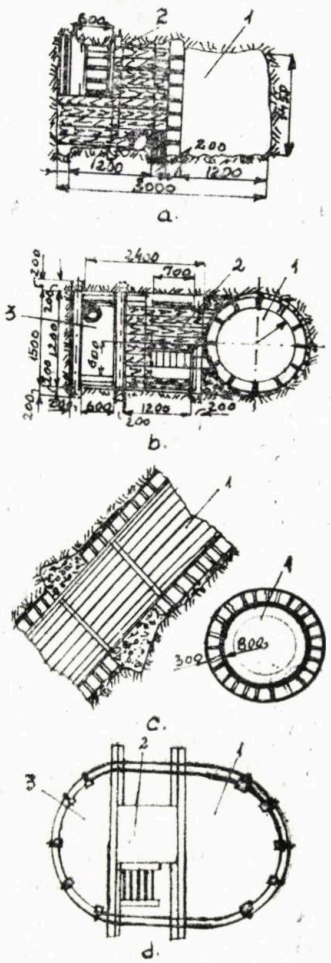


Fig. 4. Profile de suitori-rostogol netipizate: *a* — compartimentare cu zidărie de bolțari; *b* — cu rostogol susținut în zidărie de bolțari; *c* — circular susținut în bolțari; *d* — eliptic susținut cu cadre metalice; *1* — rostogol; *2* — compartiment de circulație; *3* — compartiment pentru transport materiale.

Pentru introducerea în rostogol a minereului rezultat din subetaj, în vatra galeriei de legătură dintre subetaj și rostogol se execută o excavație sub formă de pară, avînd partea teșită în jos și spre rostogol.

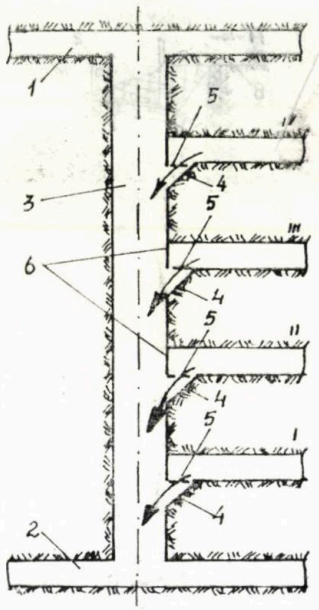


Fig. 5. Rostogol-colector care deservește mai multe subetaje din cadrul unui orizont: *1* — galerie de cap; *2* — galerie de bază; *3* — rostogol-colector; *4* — pîlnie de alimentare a rostogolului la nivelul fiecărui subetaj; *5* — grătar de control peste pîlnie; *6* — paravan de protecție.

La nivelul vetrei galeriei, în plan orizontal, se fixează peste această excavație un grătar de control prin care de fapt se introduce minereul în rostogol, iar în plan vertical suprafața de contact dintre galerie și rostogol, situată deasupra grătarului, se amenajează sub forma unui perete despărțitor rezistent, care să nu permită ieșirea minereului din rostogol.

Introducerea minereului în rostogol se face, de regulă, cu mașină de încărcat cu siloz sau cu vagonete.

În figura 6 este redată schema unui rostogol de mare capacitate, dintre două orizonturi, la care atît alimentarea cu minereu, cît și evacuarea se pot realiza pe una sau pe două părți, în scopul creșterii capacității de transport.

Pentru aceasta, atît la orizontul de cap, cît și la cel de bază se execută două galerii paralele *1* și *2*, astfel situate, încît rostogolul să fie amplasat în pilierul dintre ele.

La orizontul de cap cele două galerii se amenajează în așa fel, încît introducerea materialului să se poată face în același timp din ambele părți, iar la orizontul de bază se creează aceleași condiții pentru încărcarea materialului din rostogol.

În figura 7 sînt prezentate două tipuri mai frecvente de rostogoluri colectoare. După cum se vede din figură, la nivelul orizontului inter-

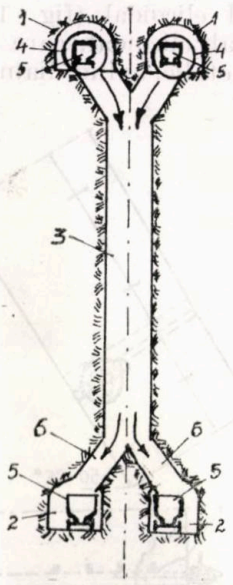


Fig. 6. Rostogol-colector de mare capacitate cu alimentarea și evacuarea materialului prin una sau două părți: *1* — galerie de cap; *2* — galerie de bază; *3* — rostogol-colector; *4* — culbutor; *5* — vagonet; *6* — gură de rostogol

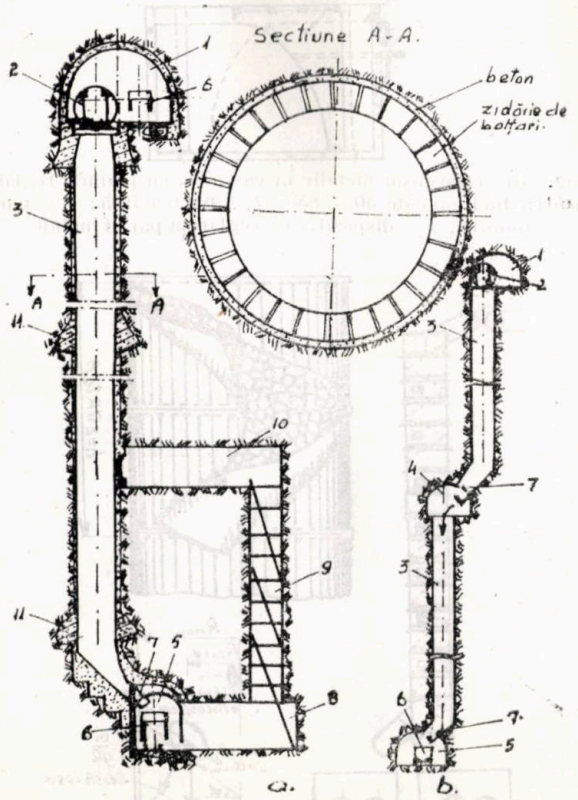


Fig. 7. Rostogol-colector între două sau mai multe orizonturi; *a* — rostogol-colector între două orizonturi; *b* — rostogol-colector între trei orizonturi; *1* — galerie de cap; *2* — culbutor; *3* — rostogol-colector betonat sau zidit; *4* — galerie de orizont intermediar; *5* — galerie de orizont de bază; *6* — vagonet; *7* — gură de rostogol; *8* — galerie de acces la suitorul de vizitare; *9* — suitor de vizitare; *10* — galerie de acces la gura de vizitare; *11* — inel de sprijin al susținerii zidite.

mediar este realizată o rupere a fluxului de transport prin deplasarea în plan orizontal a axei tronsonului următor. Legătura între cele două tronsoane se poate realiza prin gură de rostogol cu închizător sau printr-un alimentator.

Prin această rupere se poate mai bine controla și exploata rostogolul, iar, pe de altă parte, poate fi alimentat și din orizontul intermediar.

Pe lîngă rostogolurile verticale și de mare înclinare, se mai practică și rostogoluri de înclinare medie, care se căptușesc cu scîndură sau sînt echipate cu jgheaburi din lemn sau metalice. Aceste rostogoluri au alături spații de circulație, de care sînt separate printr-un perete rezistent prevăzut cu ferestre de vizitare închise cu obloane puternice.

În figura 8 este prezentat un jgheab pentru rostogol înclinat, cu opritoare fixe laterale.

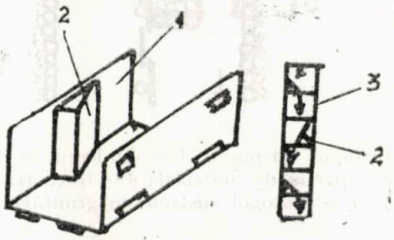


Fig. 8. Jgheab pentru rostogol înclinat, cu opritoare fixe laterale: *1* — opritor fix lateral; *2* — jgheab; *3* — rostogol

Rostogolurile înclinate pot fi amplasate atît în subteran, cît și pe taluzul unor trepte de carieră, cînd roca trebuie coborîtă de la un nivel superior la unul inferior.

Unghiul minim la care se pot executa aceste rostogoluri înclinate trebuie să fie mai mare cu cel puțin 8 — 10° decît coeficientul de frecare f dintre materialul transportat și pereții rostogolului.

Transportul gravitațional prin rostogoluri colectoare este un factor de concentrare a producției la un orizont de bază, de unde, în continuare, printr-o bună organizare și mecanizare a întregului flux de transport pînă la suprafață sau pînă la uzina de preparare, se pot realiza capacități mari de transport, cu productivități mari și un preț de cost redus.

d. Descensoare. În vederea micșorării vitezei de transport (cădere) a unor materiale, în scopul prevenirii unei sfărîmări avansate, rostogolurile — indiferent de înclinare — pot fi echipate cu o serie de dispozitive, cum ar fi:

— poduri fixe în cascadă (fig. 9);

— descensor metalic în cascadă cu poduri reglabile (fig. 10);

— descensoare elicoidale (fig. 11);

— descensor cu plăci metalice articulate (fig. 12);

— transportor de frînare cu raclete în formă de disc.

Aria de răspîndire a acestor dispozitive de frînare este destul de redusă, întrucît complică

sistemul de transport, au productivităţi mai mici şi, în acelaşi timp, necesită cheltuieli suplimentare de întreţinere şi exploatare.

Dispozitivele respective se utilizează cu preponderenţă la transportul cărbunilor.

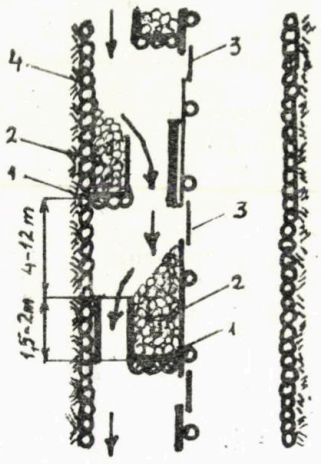


Fig. 9. Rostogol cu poduri fixe din lemn, în cascadă: *1* — pod fix; *2* — pernă de material; *3* — fereastră de vizitare; *4* — rostogol susţinut în grantări.

Ca principiu de construcţie şi funcţionare — aşa după cum se vede din figurile 9; 10; 11 şi 12 — se prezintă, pe scurt, astfel.

Descensoarele în cascadă cu poduri fixe din lemn sau rostogolurile cu poduri sînt executate din poduri de lemn (fig. 9), amenajate în forma unor cutii, care se umplu cu rocă sau substanţă minerală utilă şi formează o pernă pe taluzul căreia alunecă materialul în mişcare.

Distanţa între poduri se fixează în funcţie de secţiunea rostogolului şi de proprietăţile fizico-mecanice ale materialului transportat. Sub fiecare pod se prevede cîte o fereastră pentru controlul şi lichidarea dopurilor.

Podurile fixe au o construcţie simplă, robustă, dar nu permit reglarea vitezei de transport a materialului.

Descensoarele metalice în cascadă, cu poduri reglabile (fig. 10), sînt formate din tronsoane cu secţiune dreptunghiulară *1*, iar podurile constau dintr-o parte fixă *2* şi una mobilă *3*. Prin înclinarea mai mult sau mai puţin a părţii mobile se măreşte sau se micşorează corespunzător taluzul pernei de material de pe pod şi, o dată cu aceasta, se schimbă şi viteza de cădere a materialului.

Distanţa între poduri trebuie astfel aleasă încît materialul în cădere să nu atingă pereţii laterali ai descensorului.

Aceste descensoare sînt simple, pot fi construite cu lungimi pînă la cîteva sute de metri, dar prezintă inconvenientul că sfărîmă materialul şi fac mult praf şi zgomot. Capacitatea de depozitare este de 60 — 75 % din volumul total al rostogolului.

Descensorul elicoidal (fig. 11) este format dintr-un jgheab elicoidal, care poate fi montat într-un tub metalic, avînd diametrul între 0,5 şi

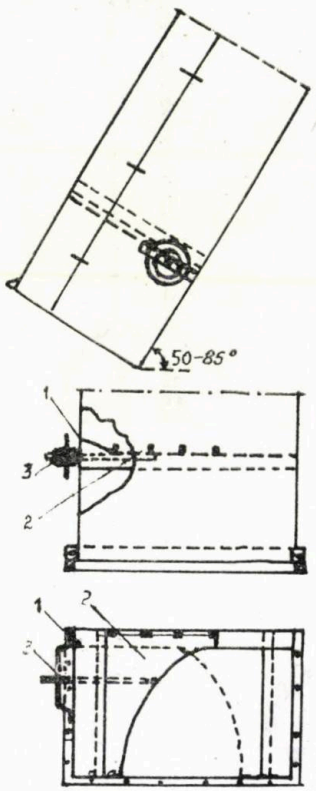


Fig. 10. Descensor metalic în cascadă, cu poduri reglabile pentru înclinări de 50 — 85°: *1* — partea fixă; *2* — partea mobilă; *3* — dispozitiv de reglare a părţii mobile.

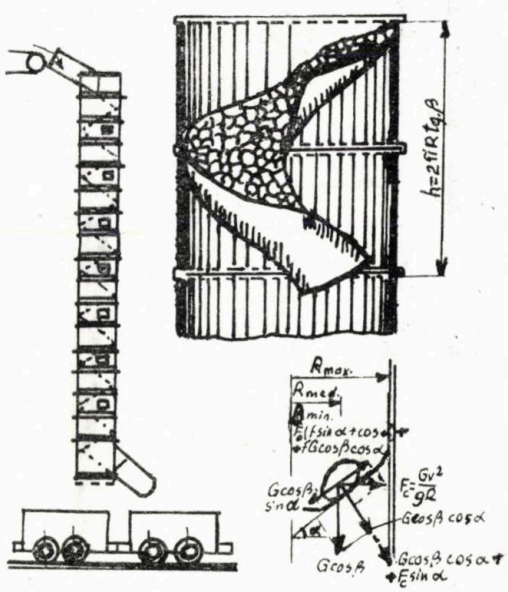


Fig. 11. Descensor elicoidal.

2,5 m şi grosimea peretelui de 6 — 10 mm. Descensorul poate avea şi o ţeavă interioară cu diametru mic, pe care se înfăşoară jgheabul elicoidal.

Construcția metalică se montează din tronsoane, avînd lungimea, de regulă, egală cu jumătate din lungimea pasului de înfășurare a jgheabului. La intervale de 6 — 10 tronsoane,

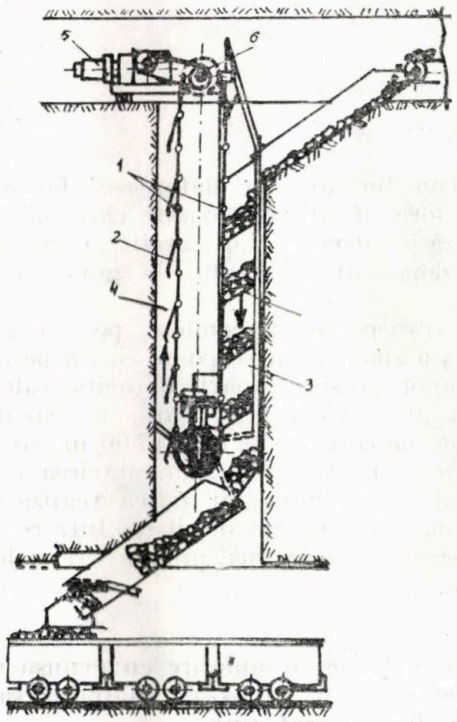


Fig. 12. Descensor cu plăci metalice articulate, la două lanțuri.

tubul metalic este consolidat de susținerea lucrării miniere. În fiecare tronson este prevăzută cîte o fereastră de acces, dispusă sub jgheab.

Jgheabul poate fi executat din tablă dreaptă, înclinată spre axul descensorului, sau poate avea formă de albie, cu marginea exterioară mai ridicată.

Pentru prevenirea uzurii jgheaburilor, acestea pot fi acoperite cu plăci de uzură demontabile, confecționate din materiale rezistente la abraziune.

În figura 19 (partea a II-a a lucrării) sînt redate și forțele ce acționează asupra unei bucăți de material în plan transversal, pe axa longitudinală a jgheabului.

Descensoarele elicoidale se utilizează mai mult la transportul cărbunelui, au o construcție simplă, nu au mecanisme în mișcare, prezintă siguranță în funcționare, lucrează liniștit și nu produc praf; au o capacitate mare de înmagazinare, de pînă la 100% din volumul lor.

Neajunsul principal constă în faptul că jgheabul se uzează repede.

Descensoarele cu plăci metalice articulate (fig. 12) constau din două lanțuri fără sfîrșit *1*, pe care sînt fixate articulat plăcile metalice *2*, iar pe ramura plină transportul se face printr-un jgheab metalic închis *3*, avînd formă de patrulater.

Transportul între două niveluri se face gravitațional, iar motorul de antrenare *5* este dimensionat ca putere astfel încît să asigure pornirea descensorului în gol și să realizeze o viteză de transport constantă cînd lucrează în plin cu material, în regim generator. Instalația de acționare poate fi construită astfel ca forța de frînare ce o dezvoltă motorul electric, lucrînd în regim de generator, să fie recuperată prin producerea de energie electrică, care să fie debitată în rețea.

Pentru transportul descendent al cărbunilor, în abataje cu front lung și înclinare medie sau mare, se folosesc descensoare cu raclete sau transportoare cu raclete de frînare, care au cele două ramuri așezate una lîngă alta, în planul vetrei.

Contribuţii la perfecţionarea tehnologiilor de prevenire şi combatere a focurilor şi incendiilor subterane

Ing. V. Kruppa
ing. Viorica Petrov
sing. I. Csizmaş

Institutul de cercetări, inginerie tehnologică şi proiectări miniere pentru huilă Petroşani

În vederea obţinerii unor elemente utile pentru stabilirea celor mai adecvate tehnologii de lucru pentru combaterea incendiilor subterane cu spume chimice antiincendiare, au fost efectuate o serie de încercări de laborator şi experimentări în condiţii de mină, utilizînd spume chimice şi adaosuri inerte.

Cu ocazia experimentărilor la întreprinderile miniere Aninoasa şi Vulcan, au fost verificate următoarele tehnologii de lucru :

— transportul prin reţelele de conducte de înnămolire a spumei chimice pe bază de praf unic, generat la suprafaţă prin intermediul generatorului ASSC—3 sau prin dozare direct în pîlnia de amestec ;

— transportul prin reţelele de conducte de înnămolire a spumei mecanice grele, pe bază de genspumar lichid ;

— transportul prin reţelele de conducte de înnămolire a amestecului pulpă de cenuşă de termocentrală cu adaos de materiale spumante mecanice de tip genspumar ;

— transportul prin reţelele de conducte de înnămolire a amestecului de pulpă de cenuşă de termocentrală, cu adaos de materiale spumante chimice, de tip praf unic.

În scopul stabilirii parametrilor ce caracterizează regimul de lucru şi calitatea spumelor realizate, s-a creat o staţie de observaţie la orizontul IX, blocul II, galeria transversală nr. 4 (H = 403 m, L_{TOT} = 720 m, L_{ech} = 860 m) şi la orizontul IX, blocul III, în galeria transversală nr. 15 (H = 403 m, L_{TOT} = 1 550 m) la Întreprinderea minieră Aninoasa, aferentă staţiei de înnămolire de la suitorul Parc.

În aceste zone s-a creat posibilitatea recoltării spumei de conductă, realizînd o derivaţie prevăzută cu două ventile cu mufă, cu sertar paralel de 2″ (fig. 1 şi 2). Diametrul coloanei de înnămolire, în cazul staţiei de la suitorul Parc — Întreprinderea minieră Aninoasa, a fost de 2″, iar în cazul staţiei puţ Pricop de la Întreprinderea minieră Vulcan a fost de 3″.

După experimentarea primelor două tehnologii, a rezultat ca o concluzie faptul că în cazul generării spumei la suprafaţă şi transportului acesteia prin conducte de înnămolire în subteran, raza de acţiune a instalaţiei este de ordinul a 300 — 500 m, în cazul conductelor de înnămolire de 2″, şi de 500 — 1 000 m, în cazul celor de 3″.

Această limitare se datorează faptului că spuma formată are viscozitate ridicată şi înregistrează pierderi mari de sarcină, care compensează depresiunea creată de generatorul de spumă.

Prin transportul descendent, pe cale gravitaţională, a spumei nu se poate conta pe dezvoltarea unor presiuni mari, datorită valorii reduse a produselor, γH, care, în cazul unor diferenţe de cotă între 100 şi 500 m, are valori cuprinse între 1,4 şi 7 atm. Mărirea razei de lucru al instalaţiilor s-ar putea realiza numai pe seama creşterii presiunii de intrare a apei în generatorul de spumă, pînă la valori de 20 — 40 atm.

Tehnologia de înnămolire cu cenuşă de termocentrală cu adaos de material spumant solid de tip praf unic

Această tehnologie a fost experimentată în două variante.

Varianta I cînd spuma produsă din praf unic de către generatorul de spumă chimică a fost introdusă în coloana de înnămolire la circa 5 m sub pîlnia de amestec. Cenuşa de termocentrală s-a trecut, în mod clasic, pe transportor, granulator cu palete, ciur de inerţie, amestecul pulpă-cenuşă realizîndu-se în pîlnia de amestec. Cenuşa se amestecă cu spuma în coloana de înnămolire.

Această variantă nu a dat rezultate satisfăcătoare ; după circa 35 de secunde s-a format dop pe coloana de înnămolire, iar spuma produsă de generator a ieşit în pîlnia staţiei de înnămolire. S-a ajuns la concluzia că această variantă nu este recomandabilă.

Varianta a II-a cînd atît praful unic, cît şi cenuşa de termocentrală se dozează pe transportorul cu raclete, care le deversează împreună în generatorul cu palete şi în pîlnia de amestec. Praful unic, în amestec cu apa, spumează şi se amestecă cu cenuşa, deplasîndu-se spre locul intervenţiei.

În cazul adaosului de pînă la 5 kg/min praf unic, este posibil transportul spumei împreună cu cenuşa, formîndu-se un amestec cu structură slab spumantă, cu greutăţi specifice mari ale spumei 0,5 — 0,7 g/cm^3. Din acest amestec circa 60 — 70 % este segregare imediată de

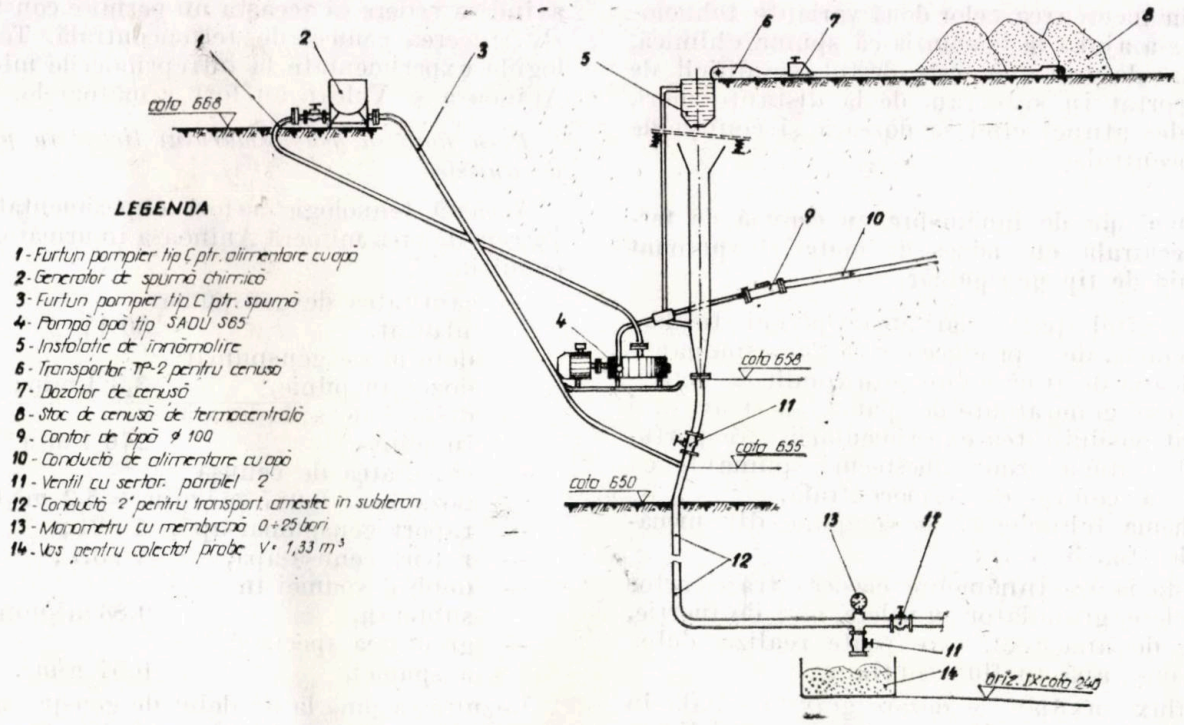


Fig. 1. Schema fluxului tehnologic de lucru pentru realizarea spumei chimice cu şi fără adaos de cenuşă de termocentrală folosind agregatul ASSC—3, amenajări la staţia de înnămolire suitor Parc de la Întreprinderea minieră Aninoasa.

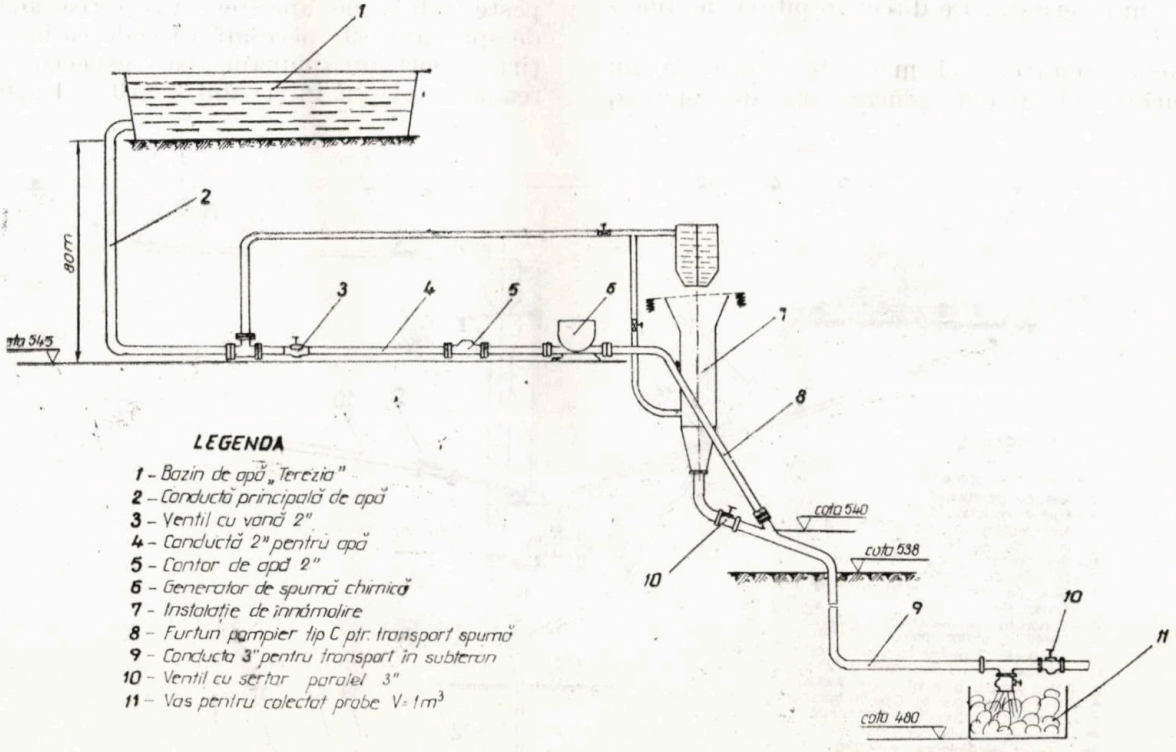


Fig. 2. Schema fluxului tehnologic pentru punerea în funcţiune a agregatului de stingere cu spumă chimică ASSC-3 la staţia de înnămolire puţ Pricop de la Întreprinderea minieră Vulcan.

apă, restul de 30 — 40% reprezentînd o masă spumantă.

Acest amestec este posibil de folosit în scopuri preventive, pretîndu-se la injectări în spaţiul exploatat. Nu se pot realiza spume persistente, avînd în vedere că o dată cu creşterea dozajului de praf unic în pîlnia de amestec se produce revărsarea spumei.

Prin încercarea celor două variante tehnologice, s-a ajuns la concluzia că spuma chimică, pe bază de praf unic, este destul de dificil de transportat în subteran, de la distanțe mari, mai ales atunci cînd se dozează și cenușa de termocentrală.

Tehnologia de înnămolire cu cenușă de termocentrală cu adaos de material spumant lichid de tip genspumar

Observînd particularitatea spumei lichide, genspumar, de a produce o structură spumantă în coloana de înnămolire și în condițiile activizării țevii generatoare de spumă, acest avantaj a creat posibilitatea experimentării transportului hidraulic al unor amestecuri spumante cu adaos de cenușă de termocentrală.

Schema tehnologică se compune din următoarele (fig. 3 și 4) :

— stația de înnămolire clasică (transportor cu raclete, granulator cu palete, ciur de inerție, pîlnie de amestec), care poate realiza pulpa de cenușă-apă în flux continuu ;

— flux auxiliar de dozare gravitațională în coloana de înnămolire a genspumarului lichid din rezervor, cu punctul de intrare în coloana de înnămolire, fie sub pîlnia de amestec cu 3 — 5 m diferență, fie direct în pîlnia de amestec.

Particularitatea schemei este aceea că nu se utilizează țeavă generatoare de spumă, avînd în vedere că aceasta nu permite constructiv trecerea cenușii de termocentrală. Tehnologiile experimentate la întreprinderile miniere Aninoasa și Vulcan au fost următoarele.

Prin dozarea genspumarului lichid în pîlnia de amestec

Această tehnologie a fost experimentată la Întreprinderea minieră Aninoasa în următoarele condiții :

— cantitatea de genspumar utilizat, 50 l ;
— debitul de genspumar dozat în pîlnie, 3,3 l/min ;
— debitul de apă dozată în pîlnie, 270 l/min ;
— cantitatea de cenușă dozată, 0,087 m^3/min = 5,2 m^3/h ;
— raport genspumar-apă, 1 : 81 ;
— raport cenușă-apă, 1 : 3,1 ;
— debitul spumei în subteran, 0,83 m^3/min ;
— greutatea specifică a spumei, 0,57 g/m^3.

Rezultă că pînă la un debit de genspumar de 6 — 7 l/min este posibilă dozarea directă a spumantului în pîlnia de amestec. În cazul depășirii acestei limite, apare revărsarea spumei peste pîlnia de amestec. Creșterea adaosului de spumant este necesară în vederea îmbunătățirii raportului spumant-apă, respectiv reducerea acestuia în intervalul 1 : 10 — 1 : 20, ceea

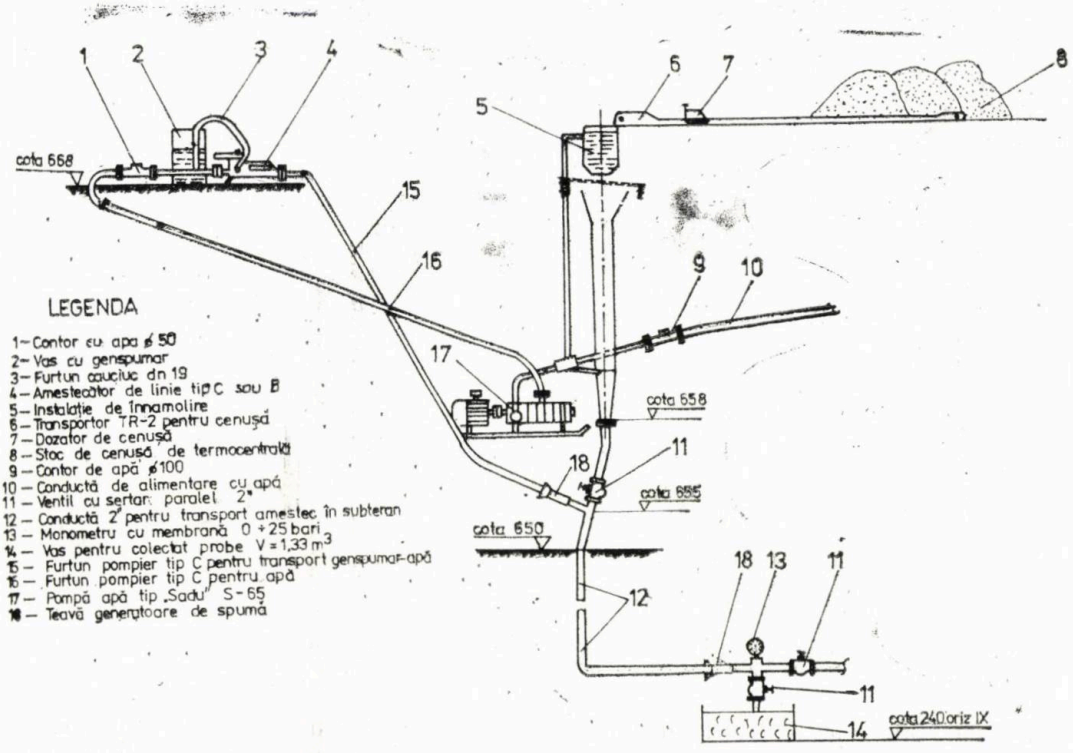


Fig. 3. Schema fluxului tehnologic pentru punerea în funcțiune a amestecătorului de linie cu genspumar lichid introdus în instalația de înnămolire la un punct situat sub pîlnia de amestec — stația suitor Parc de la Întreprinderea minieră Aninoasa.

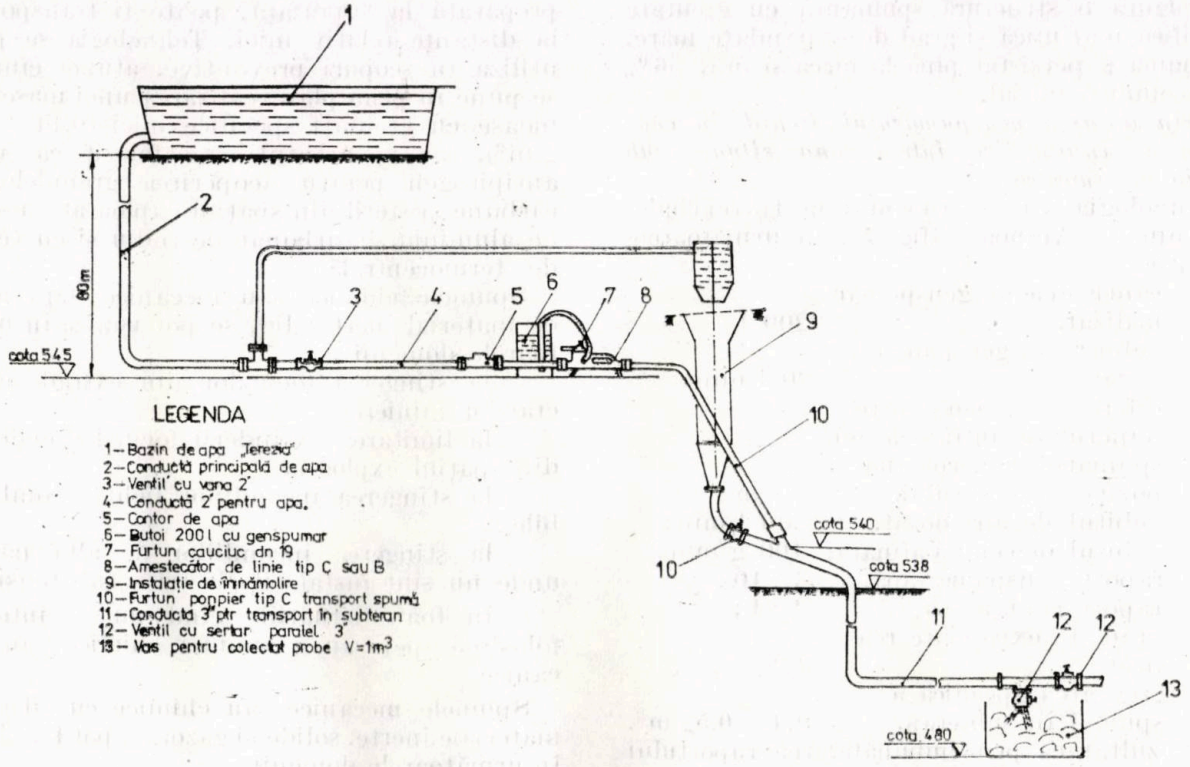


Fig. 4. Schema fluxului tehnologic pentru punerea în funcțiune a amestecătorului de linie (4) genspumar lichid introdus în instalația de înnămolire la un punct situat sub pilnia de amestec — stația puț Pricop de la Întreprinderea minieră Vulcan.

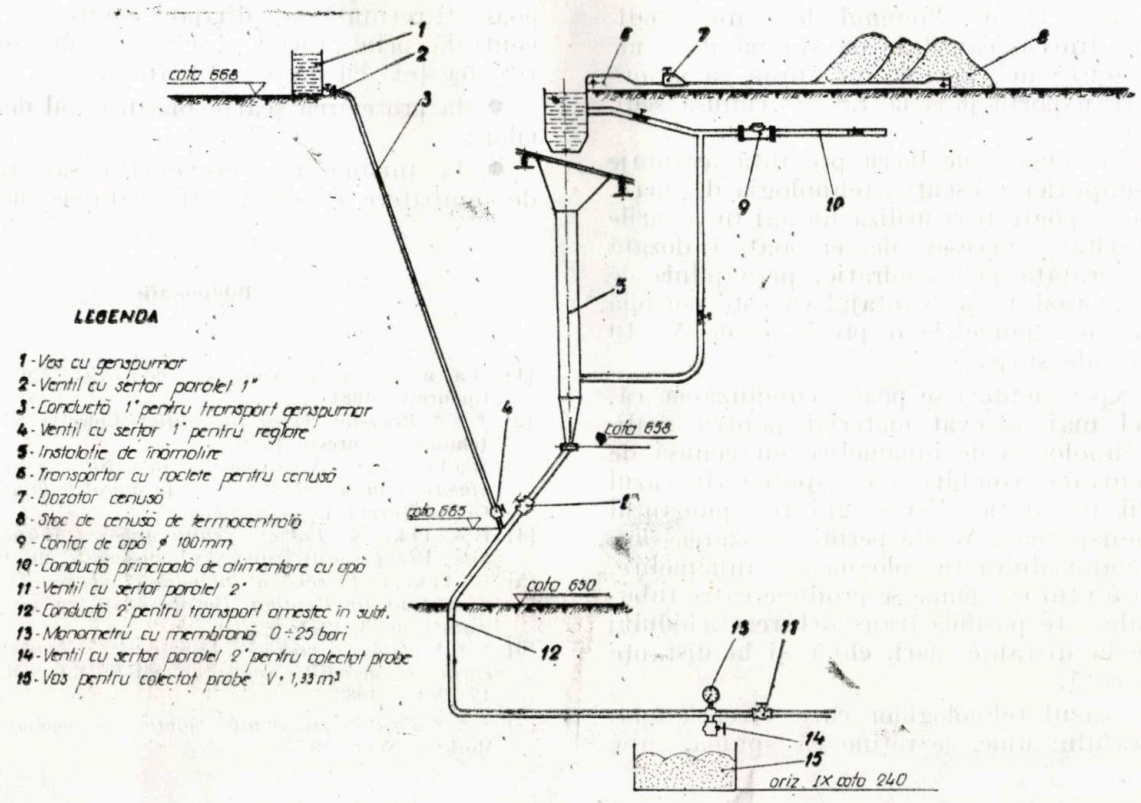


Fig. 5. Schema fluxului tehnologic a înnămolirii cu cenușă de termocentrală cu adaos de genspumar lichid introdus în coloana de transport la un punct situat sub pilnia de amestec — stația Parc de la Întreprinderea minieră Aninoasa.

ce asigură o structură spumantă cu greutate specifică mai mică și grad de expandare mare.

Spuma a persistat pînă la circa o oră, 56% din volumul inițial.

Prin dozarea genspumarului lichid în conducta de înnămolire într-o zonă situată sub pîlnia de amestec

Tehnologia s-a experimentat la Întreprinderea minieră Aninoasa (fig. 5), în următoarele condiții:

- cantitatea de genspumar utilizat, 200 l;
- debitul de genspumar dozat, 20 l/min;
- diferența de cotă între punctul de intrare a genspumarului în coloană și poziția rezervorului, 10 m;
- debitul de apă dozat, 200 l/min;
- debitul de cenușă afinată, 100 g/min;
- raport genspumar-apă, 1 : 10;
- raport cenușă-apă, 1 : 1;
- grad de expandare realizat, 2,2 — 2,55;
- greutatea specifică a spumei în subteran, 0,4 —0,5g/m^3.

A rezultat că prin îmbunătățirea raportului genspumar-apă, persistența spumei crește semnificativ.

În urma măsurării cantității de cenușă depusă în standul de probă s-a observat că s-au sedimentat, în medie, 7 cm dintr-un volum de spumă de 1,33 m^3. Volumul de cenușă sedimentată dintr-o cantitate de spumă de 1 m^3 este de 0,075 m^3, ceea ce înseamnă că pe oră se pot transporta pînă la 4,5 m^3 cenușă sedimentată.

Această schemă de lucru prezintă avantaje certe, simplificînd esențial tehnologia de lucru. Schema se poate însă utiliza numai în cazurile cînd cantitatea necesară de aer poate fi dozată de la suprafață prin aspirație, prin pîlnia de amestec; prezintă și avantajul că este posibilă introducerea spumei la o presiune de 5 — 10 bar în rocile surpate.

Din experimentări se poate concluziona că.

- Cel mai adecvat material pentru realizarea tehnologiei de înnămolire cu cenușă de termocentrală, combinată cu spumă (în cazul utilizării instalației INCS—2) este spumantul lichid genspumar. Acesta permite dozarea simplă a materialului în coloana de înnămolire, iar prin faptul că spuma se produce către tuburile finale este posibilă transportarea lichidului amestec la distanțe mari, chiar și la distanțe mici de cotă.

- În cazul tehnologiilor care vizează folosirea prafului unic, se reține că spuma, gata preparată la suprafață, poate fi transportată la distanțe relativ mici. Tehnologia se poate utiliza în scopuri preventive, atunci cînd nu se pune în prim plan realizarea unei mase spumoase cu greutăți specifice mici (0,14 — 0,20 g/m^3), iar spumantul este folosit ca aditiv antipirogen pentru acoperirea granulelor de cărbune și steril din spațiul exploatat cu sulfat de aluminiu, bicarbonat de sodiu și cu cenușă de termocentrală.

Spumele chimice sau mecanice, fără adaos de material inert solid, se pot utiliza în următoarele domenii:

— la stingerea focurilor din extradosul lucrărilor miniere;

— la limitarea extinderii focurilor endogene din spațiul exploatat;

— la stingerea incendiilor lichide combustibile;

— la stingerea incendiilor de altă natură, unde nu sînt instalații electrice sub tensiune;

— în toate situațiile cînd nu se interzice folosirea apei sau a spumei chimice sau mecanice.

Spumele mecanice sau chimice cu adaos de materiale inerte, solide și gazoase, pot fi aplicate în următoarele domenii:

- la stingerea focurilor din extradosul lucrărilor miniere;
- la prevenirea și combaterea focurilor endogene din spațiul exploatat, în zone unde nu poate fi reținută sau dirijată cenușa de termocentrală prin procedeul clasic, fără combinarea acesteia cu mase spumante;
- la protejarea șcarpelor, în cazul denivelărilor;
- la înnămolirea preventivă sau în scop de combatere a focurilor în abatajele înclinate.

Bibliografie

[1] Bălulescu, I. *Stingerea incendiilor*, Ed. tehnică, București, 1981.

[2] * * * *Protecția contra incendiilor*. Colecția STAS, Ed. tehnică, București, 1976.

[3] Baltaitis, A. *Stingerea incendiilor subterane cu ajutorul spumei administrate de la suprafața minei* IzVUZ Gornii Jurnal, nr. 6, 1982.

[4] Kozlik, K. *Pulberi pentru stingerea focurilor subterane*. Bezopasnosti truda v promișlenosti, nr. 10, 1982.

[5] Belik, I. *Prevenirea incendiilor subterane în minele de cărbuni din Ucraina*. Bezopasnosti truda v promișlenosti, nr. 3, 1971.

[6] * * * *Metode și mijloace de prevenire și combatere a focurilor și incendiilor subterane*. Studiu C.C.S.M. constr. 17/1981 — 1983.

[7] * * * *Tușenie podzemnih pojarov na ugolnih șahtah*. Moskva, Nedra 1977.

Mentenanța mașinilor și instalațiilor din industria minieră (II)

Prof. dr. doc. **I. N. Constantinescu**
dr. ing. **A. V. Darabont**
fiz. **M. Ciodaru**

III. Detectarea defectelor cu ajutorul vibrațiilor

În prima parte a lucrării s-a prezentat modul în care un semnal de vibrații conține informații asupra stării mașinii. Pentru a evita o analiză laborioasă și costisitoare este important să se utilizeze o metodă care :

— detectează majoritatea defectelor cît mai devreme posibil ;
— dă cît mai puține detecții false ;
— poate fi utilizată și de un nespecialist ;
— dă informații suficiente pentru a putea face o determinare calificată asupra defectului, astfel încît să permită evaluarea momentului în care trebuie făcută o analiză mai aprofundată.

În tabelul 1 sînt prezentate cîteva exemple de localizare a defectelor prin vibrații.

De mulți ani detecția defectelor s-a făcut prin compararea valorilor RMS ale vitezei vibrațiilor cu valorile măsurate anterior sau cu standardele stabilite, cum ar fi criteriile recomandate de Institutul Inginerilor Germani VDI 2056. Aceste criterii au fost utilizate de standardul german DIN 45665, standardul britanic BS 4675 și standardele internaționale

Tabelul 1

Localizarea defectelor prin vibrații

Natura defectului	Frecvența vibrației dominante	Direcția	Observații
Părți în rotație în dezechilibru	$1\times$turația T	Radială	O cauză obișnuită a vibrațiilor în exces la mecanisme
Nealiniere, respectiv arbore încovoiat	De obicei $1\times T$ adesea $2\times T$, uneori 3 și $4\times T$	Radială și axială	Un defect obișnuit
Elementele de rulare ale rulmenților distruse (bile, role etc.)	Frecvențele de impact pentru componentele individuale. De asemenea vibrații la frecvențe foarte înalte (20—60 kHz)	Radială și axială	Niveluri de vibrații neegale, adesea cu șocuri
Jocul lagărelor de alunecare în carcase	Subarmonice ale T arborelui, exact 1/2 sau $1/3\times T$	În primul rînd radială	Jocul poate apărea numai la viteza și temperatura de funcționare
Vîrtejuri ale peliculei de ulei în lagărele de alunecare	Puțin mai mică decît jumătate din turație (40—49 %)	În primul rînd radială	Aplicabile la mașini cu viteze înalte (turbine)
Vîrtje histerezis	Turația critică a arborelui	În primul rînd radială	Vibrațiile excitate la trecerea prin turația critică a arborelui sînt menținute la turații mai înalte
Angrenaje deteriorate sau uzate	Frecvențele de angrenare a dinților ($T\times$nr. de dinți)	Radială și axială	Benzile laterale în jurul frecvențelor de angrenare indică modularea (de ex. excentricitatea) la frecvența corespunzătoare distanței dintre benzile laterale
Joc mecanic	$2\times T$		—
Transmisie prin curea defectă	1; 2; 3 sau 4 $\times$ T a curelei	Radială	—
Cupluri și forțe oscilante neechilibrate	$1\times T$ și/sau multipli pentru dezechilibru de ordin mai înalt	În primul rînd radială	—
Turbulență mărită	Frecvențele de trecere ale paletelor și armonicile	Radială și axială	Nivelurile mărite indică o turbulență mărită
Vibrații induse electric	$1\times T$ sau 1 sau 2 ori frecvența sincronă	Radială și axială	Trebuie să dispară cînd se întrerupe curentul

ISO 2372 și 3945. În aceste standarde s-a considerat că mașinile de mărime similară și grupate după putere vor avea niveluri de vibrații similare, măsurînd vitezele între 10 Hz și 1 kHz (fig. 12).

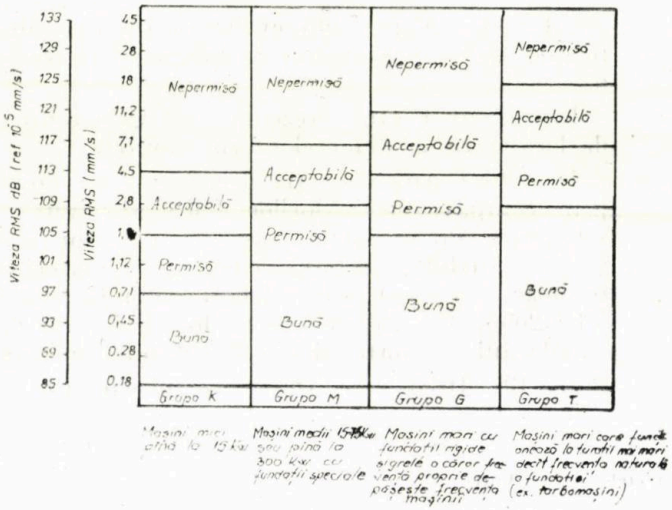


Fig. 12. Clasificarea stării mașinilor după nivelurile vibrațiilor.

O altă indicație de limite pentru vibrațiile mașinilor a fost dată de IRD-Mechanalysis — Anglia [5], prezentată în figura 13.

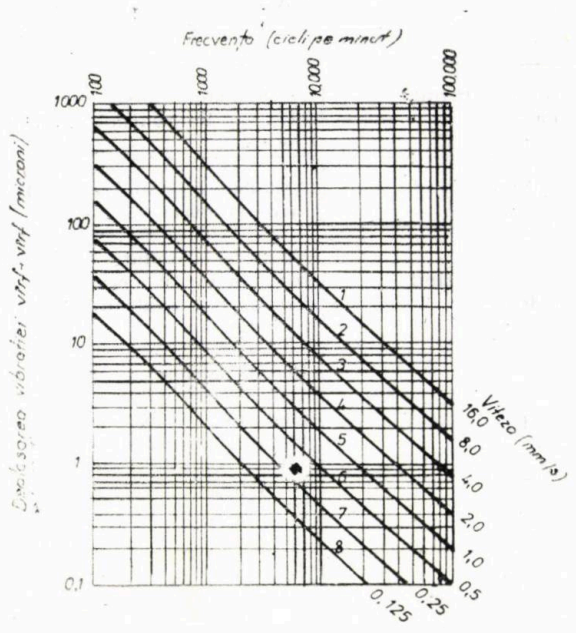


Fig. 13. Diagrama de gravitate a vibrațiilor pentru mașini stabilită de IRD-Mechanalysis (Valorile prezentate sînt pentru măsurări efectuate pe structura mașinii sau pe capacul lagărului) : *1* — foarte grave; *2* — grave; *3* — puțin grave; *4* — satisfăcătoare; *5* — bune; *6* — foarte bune; *7* — foarte fine; *8* — extrem de fine.

Într-o altă lucrare [9] se prezintă următoarele valori pentru evaluarea vibrațiilor la mașini :

0 ... 0,5 mm/s — indică funcționarea uniformă, mașina nenecesitînd reparații;

0,5 ... 0,75 mm/s — oarecare rugozitate sau o uzură mărită; se supraveghează mașina sau se planifică reparații;

0,75 ... 1 mm/s — rugozitate și uzură; se supraveghează atent mașina sau se planifică reparații;

1 ... 1,25 mm/s — uzură excesivă; mașina necesită reparații imediate.

De asemenea și alte companii și-au stabilit propriile indicații pentru nivelurile admisibile de vibrații ale mașinilor [3].

Controlul bazat pe acest sistem va identifica, probabil, dezechilibrul, nealinierea pronunțată și încovoierea arborilor datorită energiei înalte a acestor semnale.

Deoarece semnalele de energie joasă vor fi „îngropate" în semnalele de vibrații mai puternice, defectele incipiente ale rulmenților sau ale cutiilor de viteze nu vor fi detectate cu această metodă.

Dezvoltarea defectului existent la o mașină sau instalație minieră poate fi reprezentată prin evoluția spectrului de vibrații ridicat la diferite intervale de timp (fig. 14) sau prin evoluția nivelului global al vibrațiilor (fig. 15).

În cazul utilizării spectrului de vibrații pentru detectarea defectelor, se înregistrează, în condițiile de funcționare normală ale mașinii, un spectru de referință (fig. 16 *a*). Pentru a nu se crea alarme false, spectrul de referință se lărgește la componentele care prezintă maxime, obținîndu-se „spectrul mască de referință" (fig. 16 *b*), care se compară periodic, în timp, cu spectrul real, care caracterizează la un moment dat funcționarea mașinii.

Aparatura necesară realizării unui program de control al stării mașinilor și instalațiilor miniere trebuie să îndeplinească o serie de cerințe.

● Trebuie să fie robustă pentru a rezista la utilizări greșite, care sînt inevitabile. Nu este indicată utilizarea aparaturii de laborator. Instrumentele indicatoare trebuie să reziste la căderi, să fie protejate împotriva murdăriei, prafului și a lichidelor industriale obișnuite.

● Este necesar să prezinte siguranță în funcționare și să aibă un dispozitiv simplu pentru verificarea etalonării sau a funcționării

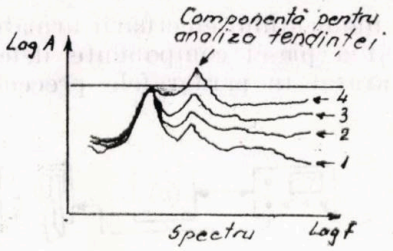


Fig. 14. Analiza tendinței defectului utilizînd spectrul de vibrații.

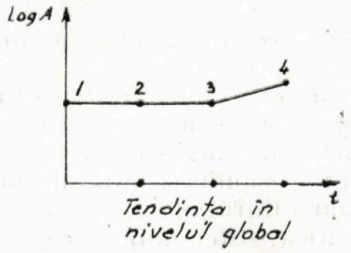


Fig. 15. Analiza tendinței defectului utilizînd nivelul global al vibrațiilor.

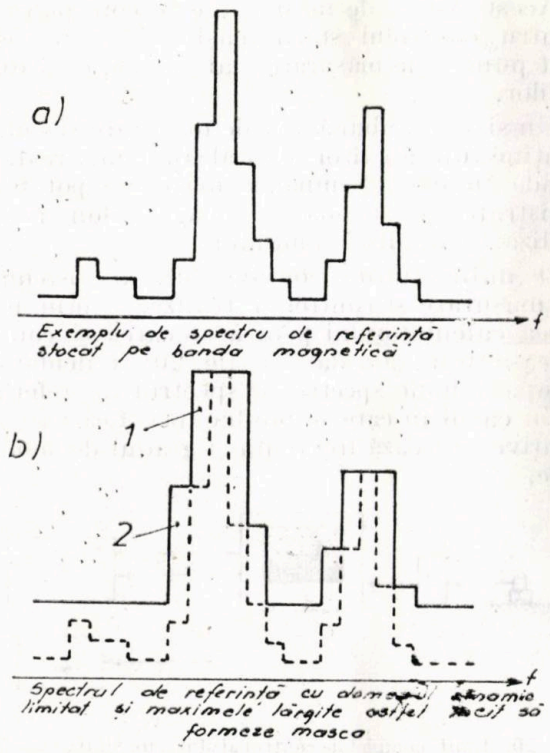


Fig. 16. Utilizarea spectrului de vibrații pentru a caracteriza starea mașinii: *a* — spectrul de referință; *b* — spectrul mască de referință.

corecte, astfel încît să inspire încredere utilizatorului.

● Trebuie să aibă precizie și rezistență suficientă pentru a permite punerea în evidență a tendințelor manifestate de mașină pe un interval de un an.

● Este necesar să prezinte siguranță intrinsecă pentru a putea fi folosită în spații periculoase din punctul de vedere al incendiilor și al exploziilor.

● Aparatura electronică și cablurile sale trebuie să fie ecranate adecvat, deoarece trebuie utilizate în spații cu cîmpuri electromagnetice cu niveluri ridicate.

Toate sistemele de control al vibrațiilor pot fi discutate în cadrul aceleiași scheme-bloc (fig. 17).

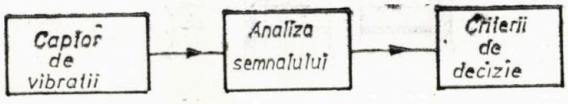


Fig. 17. Schema-bloc a sistemului de măsură și control al vibrațiilor.

Să analizăm în cele ce urmează, pe scurt, cele trei componente ale schemei-bloc din figura 17.

Captorul de vibrații convertește mișcarea mecanică în energie electrică. Siguranța în funcționare și precizia captorului de vibrații este de cea mai mare importanță. De regulă, captorul funcționează în condiții de variații de temperatură și umiditate, de praf, murdărie, ulei.

În general, se utilizează trei tipuri de captoare, și anume captoare de viteză, accelerometre și captoare fără contact.

Captorul de viteză constă, în principiu, dintr-un miez suspendat pe un arc, înconjurat de un magnet permanent. Aceste captoare dau valori ale vitezei și deplasării. Domeniul lor de frecvență este de la 10 la 1 500 Hz, adecvat pentru o gamă largă de mașini, în special acelea care au turația între 1 200 și 3 600 rot/min.

Accelerometrele utilizează, în general, un cristal piezoelectric așezat între carcasa accelerometrului și o masă mică. Ele pot realiza măsurări pe un domeniu de frecvență cuprins între 10 Hz și 100 kHz. Accelerometrele pot da valori ale accelerației, vitezei sau deplasării, ultimii doi parametri fiind obținuți prin integrare. În comparație cu alte tipuri de captoare, cele piezoelectrice au o serie de avantaje dintre care enumerăm:

— sînt autogeneratoare, deci nu necesită o alimentare separată;

— nu au piese mobile care ar putea să se uzeze;

— sînt robuste și compacte;

— au o gamă dinamică extrem de largă, de asemenea o gamă de frecvențe întinsă;

— sînt sigure în funcționare, posedînd o foarte bună stabilitate în timp;

— sînt ușor de etalonat și utilizat, de asemenea pot fi montate în orice poziție.

Captoarele piezoelectrice pot funcționa prin compresie, forfecare sau încovoiere. Schema

principială a unui accelerometru, funcționînd prin compresie, este prezentată în figura 18.

Accelerometrele se montează pe mașina sau instalația minieră cît mai aproape de elementele în mișcare. Cel mai indicat este ca montajul

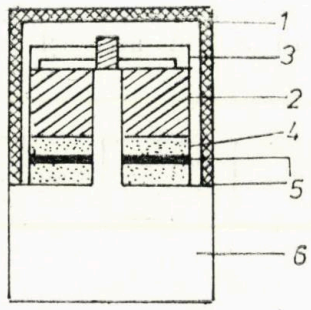


Fig. 18. Schema principială a unui accelerometru piezoelectric funcționînd prin compresie : *1* — carcasă ; *2* — masă inertă ; *3* — resort ; *4* — pastile de cristale piezoelectrice ; *5* — borne de ieșire ; *6* — baza accelerometrului.

să se efectueze pe lagăre, deoarece încărcările dinamice ale rotorului se transferă lagărelor și apoi chiar lagărele reprezintă o componentă critică ce trebuie controlată.

Captorul fără contact constă dintr-o bobină ce poartă un semnal de înaltă frecvență, de exemplu 1 MHz, care generează un cîmp magnetic în partea de sus a captorului care detectează vibrațiile unui arbore, de exemplu. Spre deosebire de alte captoare care măsoară mișcarea absolută, captoarele fără contact măsoară mișcarea relativă între structura pe care sînt montate și suprafața arborelui. Domeniul de frecvențe este de la 0 la 1 kHz.

În ceea ce privește analiza semnalului cel mai simplu sistem este format dintr-un aparat care măsoară valoarea globală a vitezei. În cazul în care valoarea măsurată depășește o limită maximă prestabilită, se acționează o alarmă sonoră, se oprește funcționarea mașinii sau se pornește mecanismul de rezervă.

Așa cum s-a arătat mai sus, o analiză simplă, bazată pe valoarea globală a vibrației, dă avertizări numai asupra unor defecte iminente. Dacă se dorește detectarea și avertizarea din timp a defectului, precum și diagnosticarea acestuia, este necesară analiza în frecvență a semnalului.

Un sistem simplu de realizare a acestei analize este format dintr-un vibrometru portabil cu un filtru trece bandă acordabil. De exemplu, vibrometrul Brüel și Kjaer tip 4370 și cu filtrul acordabil tip 1621 permit analiza în frecvență cu o lărgime de bandă cu procentaj constant de 3 sau 23 %. Valorile măsurate se pot înregistra grafic de mînă, pe hîrtie, sau se poate folosi un înregistrator (fig. 19).

Rezultate maxime se obțin prin realizarea unor măsurări la intervale regulate. Compararea și analiza spectrelor vor pune în evidență tendința de dezvoltare a defectului și vor permite stabilirea momentului efectuării următoarei întreținer și a piesei componente defecte, așa cum s-a arătat în paragrafele precedente.

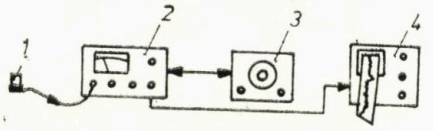


Fig. 19. Schema de montaj a vibrometrului în lanțul de analiză a vibrațiilor : *1* — accelerometru ; *2* — vibrometru ; *3* — filtru ; *4* — înregistrator.

Avantajele acestui sistem de control sînt :

— este simplu de utilizat ;

— este complet portabil, permițînd măsurarea și analiza la locul instalației ;

— sînt necesare investiții relativ mici ;

— prezintă posibilități bune de detecție datorită utilizării filtrului.

Dezavantajele sistemului sînt :

- capacitate de diagnosticare limitată întrucîtva, datorită scalei logaritmice de frecvență ;
- timp de analiză relativ lung.

Acest sistem de măsurare este corespunzător pentru controlul stării mașinilor atunci cînd sînt puncte de măsurare mai puține, de ordinul zecilor.

Un sistem îmbunătățit de măsurare și control conține un analizor digital în timp real, de bandă îngustă. Semnalele măsurate pot fi înregistrate pe bandă de magnetofon pentru realizarea analizei tendinței.

O îmbunătățire considerabilă a sistemului de măsurare și control se realizează prin utilizarea calculatorului pentru stocarea și compararea automată a datelor (fig. 20). Calculatorul compară noile spectre cu spectrul de referință și, în cazul în care se produc modificări semnificative, afișează frecvența și gradul de modificare.

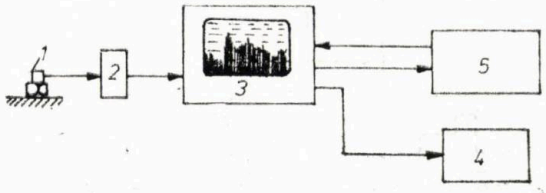


Fig. 20. Lanț complet de control al stării mașinii : *1* — accelerometru ; *2* — preamplificator ; *3* — analizor în timp real ; *4* — înregistrator ; *5* — calculator.

În cazul controlului permanent al stării mașinilor și instalațiilor miniere, sînt necesare sisteme multicanal cu o foarte mare siguranță în funcționare, stabilizate pe termen lung și imunizate la condiții neprielnice de mediu. Un astfel de sistem este prezentat în figura 21.

Culegerea semnalelor de la accelerometrele instalate în mai multe puncte de măsurare se face prin intermediul unor multiplexere, care

comută alternativ fiecare canal la monitor. Se recomandă o limită de 40 canale/monitor pentru ca timpul între controlul canalelor indi-

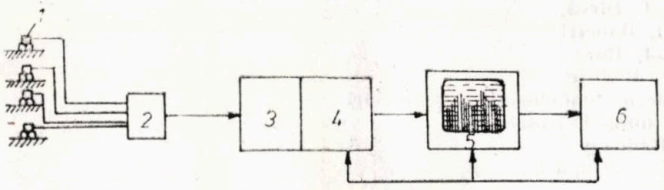


Fig. 21. Lanț de control permanent al stării mașinilor: *1* — accelerometru; *2* — cutie de legături; *3* — multiplexer; *4* — monitor; *5* — analizor în timp real; *6* — calculator.

viduale să nu devină prea lung. Fiecare canal are o ajustare individuală a sensibilității, astfel încît canale diferite pot avea valori de avertizare diferite. De asemenea, la fiecare canal există un bec indicator care avertizează în cazul depășirii limitei prestabilite.

Elementul principal într-un sistem de măsurare și control multicanal îl constituie monitorul. Acesta compară nivelul curent al vibrațiilor cu valorile prestabilite și dă automat semnale de avertizare. Pentru a se evita alarmele false, monitoarele includ caracteristici, cum ar fi filtre specificate de utilizator pentru a elimina vibrațiile din afara domeniului de interes și circuite de întîrziere pentru a evita semnalele parazite nedorite.

Concluzii

Realizarea controlului stării mașinilor, prin măsurarea vibrațiilor, prezintă următoarele avantaje:

— mărește timpul mediu dintre reparațiile capitale;

— micșorează probabilitatea de avarie bruscă neașteptată între reparațiile capitale, deci mărește siguranța în funcționare și elimină accidentarea personalului;

— evită înlocuirea inutilă a unor componente foarte bune;

— elimină necesitatea unui stoc de componente de rezervă (cele necesare pot fi comandate la timp);

— micșorează durata reparației capitale, echipa de întreținere avînd planificată, în prealabil, acțiunea necesară.

Controlul stării mașinilor, cu ajutorul vibrațiilor, se face prin:

- întreținerea în funcție de stare, la care măsurările sînt efectuate regulat și care permite detectarea defectului într-un stadiu incipient, diagnosticarea originii defectului în vederea componentelor de rezervă, analiza tendinței în vederea stabilirii datei de realizare a reparației;
- controlul permanent în care se realizează măsurarea continuă a vibrațiilor și în care sistemul de control dă un semnal de avertizare atunci cînd nivelul vibrațiilor depășește o valoare prestabilită, iar, în cazul cînd nivelul vibrațiilor crește și mai mult, comandă oprirea mașinii.

În cazul în care cel mai important factor economic este distrugerea mașinii (mașini mari sau unicate), trebuie utilizat controlul permanent.

În cazul în care cel mai important factor economic este pierderea de producție, cea mai potrivită este întreținerea în funcție de stare.

Defectele diferitelor componente ale mașinii generează maxime în domenii specifice de frecvență.

Domeniul frecvențelor joase conține informații asupra dezechilibrului, nealinierii, arborelui încovoiat, instabilității în lagărele de alunecare și slăbirilor mecanice.

Domeniul frecvențelor medii conține informații asupra defectelor din cutia de viteze.

Domeniul frecvențelor înalte conține informații asupra defectelor incipiente în rulmenți.

Detecția defectelor se realizează prin compararea spectrelor cu valori limită indicate de standarde internaționale. Întrucît mașinile se comportă diferit, cel mai indicat este să se compare spectrele măsurate la intervale regulate cu un spectru de referință măsurat pe mașina respectivă în stare bună de funcționare și să se analizeze tendința evoluției spectrelor.

Aparatura necesară pentru realizarea controlului stării mașinilor prin măsurări de vibrații este compusă din captori de vibrații, aparatura de analiză a semnalului de vibrații și aparatura de înregistrare și calcul a datelor măsurate.

Sistemele de măsură și control ce pot fi utilizate variază de la aparatură simplă, care măsoară nivelul global al vibrațiilor, pînă la sisteme complexe asistate de calculator, care realizează analiza în frecvență a semnalului, detecția defectelor, diagnosticarea defectului și urmărirea tendinței de dezvoltare a acestuia.

Bibliografie

[1] Darabont, A. ș. a. *Măsurarea zgomotului și vibrațiilor în tehnică*. Ed. tehnică, București, 1984.

[2] Gibbs, J. A. *Controlul vibrațiilor previne defectarea mașinilor rotative*. Instruments and Control Systems, vol. 54, nr. 5, 1981, p. 51 — 55.

[3] Quik, M. M. *Prevenirea defectării echipamentelor prin analiza vibrațiilor*. Pulp and Paper, vol. 54, nr. 9, 1980, p. 83 — 86.

[4] Neale, M. J. ș. a. *Economia și metodele de control al stării*. Brüel și Kjaer, 1978.

[5] Stephenson, B. J. *Analiza vibrațiilor ca măsură preventivă în întreținerea utilajelor*. Engineering, vol. 219, nr. 10, 1979, p. 1276 — 1278.

[6] Hines, G. E. *Prezicerea avariilor prin analiza vibrațiilor*. Instruments and Control Systems, vol. 51, nr. 7, 1978, p. 31 — 35.

[7] * * * *Tehnici de analiză pentru controlul stării mașinilor*. Brüel și Kjaer, 1978.

Adaptarea acționării cu motor electric la excavatorul S 1202

Ing. **I. Gheorghe**,
ing. **T. Dîrvă**,
sing. **I. Banetti**,
sing. **I. Racz**,
sing. **C. Bădică**
Institutul de cercetări, inginerie tehnologică și proiectări miniere pentru huilă Petroșani
Ing. **Al. Hadnagy**,
Întreprinderea minieră Cîmpu lui Neag

I. Necesitatea adaptării

Acționarea electrică a unor utilaje devine rentabilă, în comparație cu acționarea cu motoare diesel, în cazul în care acestea sînt utilizate la executarea unor lucrări care nu reclamă rază de acțiune mare. Astfel s-a pus problema înlocuirii motoarelor diesel cu motoare electrice de putere și turație apropiată pentru acționarea utilajelor care se utilizează în carierele de cărbuni. În felul acesta se preconizează obținerea unor economii importante de motorină și ulei, care depășesc valoric consumul de energie electrică.

Cercetările noastre au început la Întreprinderea de producție industrială pentru construcții căi ferate Harghita din orașul Miercurea Ciuc și, în final, au fost elaborate proiecte de execuție pentru adaptarea acționării electrice la următoarele utilaje: buldozer S 1500, încărcător frontal L—34, autobasculanta de 16 t ROMAN—19215 D.F.K. Adaptările au fost realizate practic.

Preocupări în acest domeniu au existat și în cadrul atelierului mecanizare-automatizare din cadrul Institutului de cercetări, inginerie tehnologică și proiectări miniere pentru huilă Petroșani, pentru a răspunde solicitării Întreprinderii miniere Cîmpu lui Neag, privind adaptarea acționării electrice la excavatorul S 1202.

Necesitatea, și, în același timp, rentabilitatea acționării electrice derivă din condițiile specifice de exploatare a acestui utilaj în cariera de la întreprinderea minieră în cauză. În principal, aceste condiții constau din:

— operația pe care o execută excavatorul este încărcarea cărbunelui pe un transportor cu raclete în rampa destinată stocării intermediare, unde cărbunele este transportat cu autobasculante;

— lungimea benzii transportoare este de 60 m și, ca urmare, raza de acțiune necesară este de 60 m de-a lungul benzii.

II. Probleme tehnice de rezolvat

Pentru adaptarea motorului electric la excavatorul S 1202, a fost necesar să se rezolve următoarele probleme tehnice.

- Corelarea motorului electric la puterea și turația nominală a motorului diesel.
- Fixarea motorului electric pe platforma excavatorului, precum și realizarea cuplării între acesta și pompa hidrostatică.
- Legarea cablului electric la bornele motorului, astfel încît să permită executarea tuturor manevrelor, în condiții de deplină integritate a cablului.
- Realizarea sistemului de întindere și dirijare a cablului electric, în condițiile specificate anterior.
- Protecția motorului și cablului electric la suprasarcină și scurtcircuit.
- Protecția personalului de deservire a excavatorului contra electrocutării.
- Asigurarea comenzii la distanță, semnalizării și iluminatului.
- Asigurarea acționării compresorului, în scopul producerii aerului comprimat, necesar presurizării rezervorului instalației hidraulice.

III. Componența acționării; soluții tehnice adoptate

Acționarea electrică a excavatorului S 1202 se compune din următoarele părți (fig. 1): *1* — dispozitiv de întindere a cablului; *2* — ansamblul stîlp; *3* — sistem colector; *4* —

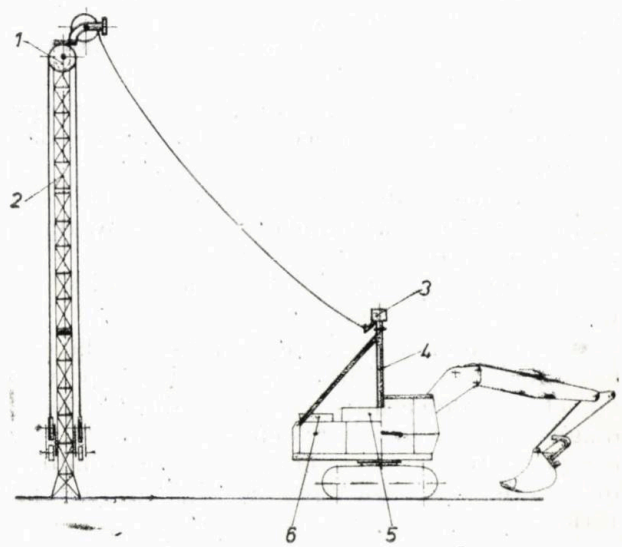


Fig. 1

ansamblul catarg; 5 — dulap de acţionare; 6 — motorul electric; grupul de acţionare al compresorului şi suportul acestuia.

Documentaţia de execuţie pentru modul de fixare a motorului pe platforma excavatorului a fost elaborată în două variante, corespunzător tipului de motor utilizat, cu tălpi sau flanşat, la o putere apropiată de puterea motorului diesel (90 kW, respectiv 110 kW) şi turaţia de 1 500 rot/min. Motorul electric se montează pe suportul grupului de acţionare, iar cuplarea, cu pompa hidrostatică, se realizează prin intermediul unui cuplaj elastic cu bolţuri.

Legarea cablului electric la bornele motorului electric se realizează prin intermediul sistemului colector, montat în partea superioară a ansamblului catarg, creînd posibilitatea efectuării manevrelor fără a exista pericolul de deteriorare sau smulgere a cablului.

Dispozitivul de întindere şi dirijare a cablului asigură pozarea aeriană exterioară a acestuia, menţinînd o anumită tensionare (întindere) a cablului electric, precum şi dirijarea înspre ansamblul catarg, în condiţii de deplină integritate a conductorului. Dispozitivul se compune din stîlpul care susţine patru molete de ghidare, o roată de deviere, o moletă de dirijare a cablului electric şi un grup de contragreutăţi.

Dulapul de acţionare cuprinde aparatura de comandă şi protecţie a celor două motoare electrice, precum şi o serie de elemente necesare realizării circuitelor electrice de semnalizare şi iluminat.

Alunecarea exactă la pompele de adîncime (I)

Dr. ing. Al. D. Stan
dr. ing. I. Tudor
student D. Stoianovici
Institutul de Petrol şi Gaze Ploieşti

În practica extractivă a petrolului prin pompaj, o problemă interesantă o prezintă alegerea cuplului dimensional piston-cilindru *CP*, care dă şi mărimea pierderilor de lichid printre aceste piese.

Un joc mare între piese duce la o uzură mai redusă decît la un joc mai mic, dar — pe de altă parte — scurgerea lichidului vîscos este mai însemnată, iar randamentul volumetric mai mic. Dacă ţiţeiul are şi impurităţi solide, acestea duc la fenomene de abraziune mai intense în cazul unor viteze de scurgere mărite prin cuplul *CP*.

Literatura de specialitate [1 ; 2 ;3 ;5 ;6 ;7 ;8 ;9] s-a ocupat, pe larg, de problema semnalată în lucrarea de faţă şi erorile însemnate ce însoţesc datele experimentale existente [2] ne-au condus la admiterea unor ipoteze de lucru mult mai apropiate de realitatea practică. De asemenea, se apreciază că efectuarea unor experimente poate fi realizată în condiţii diferite de lucru şi neprezentate de către autorii lucrărilor citate.

I. Scurgerea fluidului vîscos printr-un *CP* cu un perete mobil

La pompele de extracţie, atît la cursa ascendentă, cît şi la cea descendentă, cuplul *CP* se prezintă ca un spaţiu inelar cu peretele interior mobil. Fluidul existent în acest spaţiu se mişcă datorită gradientului de presiune $\Delta p/l$ cît şi mobilităţii cilindrului interior cu viteza v.

Δp este căderea de presiune ce se realizează pe lungimea l a cuplului *CP*. Pentru o mişcare laminară în cuplul *CP*, profilul vitezei v, în funcţie de raza r, este dat de relaţia :

$$v = \frac{\Delta p}{4\mu l} r^2 + C_1 \ln r + C_2. \qquad (1)$$

În relaţia (1) raza r este situată între raza exterioară R_1 şi raza interioară R_2 a spaţiului inelar pentru care se determină constantele de integrare C_1 şi C_2, iar μ reprezintă viscozitatea dinamică a fluidului. La un cuplu *CP* vor fi două asemenea raze, la piston R_{p_1} şi R_{p_2} şi, respectiv, la cilindrul R_{c_1} şi R_{c_2} (fig. 1).

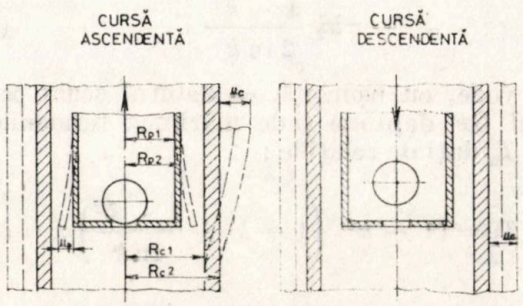


Fig. 1

Constantele de integrare C_1 şi C_2 din relaţia (1) se determină din condiţiile la limită admise :

la $r = R_1$; $v = \pm V$ (piston mobil); (2)
la $r = R_2$; $v = 0$ (cilindru fix). (2')

Apare evident că la primul semn plus, trebuie luat plus la viteza V de la cursa descendentă, iar semnul minus la cursa ascendentă.

Utilizînd condițiile (2), constantele C_1 și C_2 se determină cu ușurință, iar profilul vitezei va fi:

$$v = \frac{\Delta p}{4\mu l}\left[R_1^2 - r^2 - R_2^2\frac{1-k^2}{\ln k}\ln\frac{r}{R_1}\right] + V\left(1 + \frac{1}{\ln k}\ln\frac{r}{R_1}\right), \quad (3)$$

unde s-a ales doar primul semn al vitezei V și a fost introdusă notația $k = R_1/R_2$.

Debitul de fluid Q scurs prin cuplul CP are mărimea:

$$Q = 2\pi\int_{R_1}^{R_2} vr\,dr = \pi v_m R_2^2(1-k^2), \quad (4)$$

de unde se obține viteza medie v_m:

$$v_m = \frac{2}{R_2^2(1-k^2)}\int_{R_1}^{R_2} vr\,dr. \quad (5)$$

Efectuarea integralei din egalitatea anterioară duce la rezultatul:

$$v_m = \frac{\Delta p}{8\mu l}R_2^2\left(1 + k^2 + \frac{1-k^2}{\ln k}\right) - \frac{V}{2\ln k}, \quad (6)$$

ceea ce înseamnă că debitul Q va avea mărimea:

$$Q = \frac{\pi\Delta p R_2^4}{8\mu l}(1-k^2)\left(1 + k^2 + \frac{1-k^2}{\ln k}\right) - \pi R_2^2\frac{1-k^2}{2\ln k}V. \quad (7)$$

Se vede, cu ușurință, că debitul scurs prin cuplul CP depinde și de mărimea termenilor T_1 și T_2 dați de relațiile:

$$T_1 = (1-k^2)\left(1 + k^2 + \frac{1-k^2}{\ln k}\right); \quad (8)$$

$$T_2 = \frac{1-k^2}{2\ln k}. \quad (8')$$

La o analiză atentă a parametrilor T_1 și T_2 se observă că pentru valori mici ale lui k se găsește:

$$\lim_{k\to 0} T_1 = \lim_{k\to 0}(1-k^2)\left(1 + k^2 + \frac{1-k^2}{\ln k}\right) = 1 \quad (9)$$

și:

$$\lim_{k\to 0} T_2 = \lim_{k\to 0}\frac{1-k^2}{2\ln k} = 0, \quad (10)$$

ceea ce arată că în această situație, în care cilindrul pompei este fix ($V = 0$), debitul scurs prin CP se poate calcula cu relația Hagen-Poseuille [5; 6]:

$$Q = \frac{\pi\Delta p R_2^4}{8\mu l}. \quad (11)$$

În celălalt caz particular, $k = 1$, ceea ce presupune, de fapt, lipsa spațiului inelar la cuplul CP, se obține:

$$\lim_{k\to 0} T_1 = \lim_{k\to 0}(1-k^2)\left(1 + k^2 + \frac{1-k^2}{\ln k}\right) = 0 \quad (12)$$

și:

$$\lim_{k\to 1} T_2 = \lim_{k\to 1}\frac{1-k^2}{2\ln k} = -1. \quad (13)$$

După părerea noastră, ultima situație ($k = 1$) pare să fie exclusă la funcționarea pompelor de extracție și dacă totuși un asemenea caz apare în practică, cu toate că a reieșit $T_2 \neq 0$, debitul scurs prin cuplul CP este nul cu toate că cilindrul are o anumită mobilitate ($V \neq 0$). Pe de altă parte, tot pe același cilindru, datorită condiției la limită (2') rezultă că, în ipoteza existenței unei particule fluide, acesta ar avea viteza nulă, ceea ce duce la o contradicție evidentă. Aceasta se poate înlătura numai avînd în vedere că, în asemenea situație ($k = 1$), fluidul lipsește dintre cele două piese care sînt în contact, ceea ce duce la o frecare uscată și foarte accentuată.

În tabelul 1 se dau unele valori ale lui T_1 și T_2 în funcție de parametrul k.

Tabelul 1

k	0,1	0,5	0,9	0,95	0,98	0,99	0,9999	1
$10^4\ T_1$	5742	1259	12,669	1,6251	0,1056	0,0133	$1,9999\times10^{-9}$	0
$-T_2$	0,2149	0,5410	0,9017	0,9504	0,9801	0,9900	0,9999	1

La pompele de extracție, parametrul k are valori situate în intervalul 0,95 — 1.

II. Efectul viscozității fluidului asupra debitului de fluid din *CP*

Relațiile anterioare au fost obținute considerînd că scurgerea fluidului este laminară și se desfășoară la o presiune constantă.

În practică, țițeiul extras prezintă o variație a viscozității cu presiunea care se alege, de cele mai multe ori, de formă liniară în raport cu acest parametru, și anume :

$$\mu = a + bp, \tag{14}$$

a și b fiind coeficienți ce se determină din curbele PVT. De exemplu, pentru petrolul de la o sondă, coeficienții a și b au valorile :

$$a = 8{,}988 \cdot 10^{-4}\ \text{Ns/m}^2;$$
$$b = 1{,}12 \cdot 10^{-11}\ \text{s}^{-1}. \tag{15}$$

Țițeiul pentru care s-au calculat acești coeficienți are presiunea de saturație de aproximativ $251 \cdot 10^5$ N/m^2.

Dacă se admite legea de variație dată de relația (14), viscozitatea μ modifică parametrul $\left(\frac{1}{\mu}\frac{dp}{dx}\right)$ din ecuația de mișcare a fluidului, ceea ce duce la scrierea acestuia sub forma :

$$-\frac{1}{\mu}\frac{dp}{dx} = -\frac{dp}{(a+bp)\,dx} = C. \tag{16}$$

Constanta C se poate determina cunoscînd presiunile p_1 și p_2 pentru care s-au observat viscozitățile μ_1 și, respectiv, μ_2. De altfel, aceste valori conduc și la obținerea coeficienților a și b din relația (14).

Ecuația (16) se integrează în raport cu p și x și duce la rezultatul :

$$\ln\frac{a+bp_1}{a+bp_2} = bCl,$$

care este echivalentă egalității :

$$\ln\frac{\mu_1}{\mu_2} = bCl. \tag{17}$$

Constanta b se deduce imediat din relația (14) dacă aceasta se scrie pentru ambele presiuni și viscozități dinamice :

$$b = \frac{\mu_1 - \mu_2}{p_1 - p_2}, \tag{18}$$

iar :

$$C = \frac{(p_1 - p_2)\ln\frac{\mu_1}{\mu_2}}{(\mu_1 - \mu_2)l}. \tag{19}$$

De multe ori, pentru un argument x mic se utilizează aproximația :

$$\ln(1+x) \approx x \tag{20}$$

care face să fie posibilă scrierea :

$$\ln\frac{\mu_1}{\mu_2} \approx \frac{\mu_1}{\mu_2} - 1 = \frac{\mu_1 - \mu_2}{\mu_2}. \tag{21}$$

Cu acest rezultat, C dat de relația (19) va fi :

$$C = \frac{p_1 - p_2}{\mu_2 l}. \tag{22}$$

Apare evident că luarea în considerare a unei viscozități variabile, în raport cu presiunea, duce la un parametru $\frac{\Delta p}{\mu l}$ ce intră în componenta debitului datorat gradientului de presiune scris sub forma :

$$-\frac{dp}{\mu dx} = C = \frac{p_1 - p_2}{l}\cdot\frac{\ln\frac{\mu_1}{\mu_2}}{\mu_1 - \mu_2} =$$

$$= \frac{\Delta p}{l}\cdot\frac{\ln\frac{\mu_1}{\mu_2}}{\mu_1 - \mu_2}. \tag{23}$$

Din acest motiv, debitul de fluid Q_μ, scurs la un parametru $\frac{\Delta p}{\mu l}$ dependent de viscozitate, va fi :

$$Q_\mu = \frac{\pi R_2^4(1-k^2)\left(1 + k^2 + \frac{1-k^2}{\ln k}\right)}{8\,\frac{\mu_1 - \mu_2}{\Delta p}\,l}\ln\frac{\mu_1}{\mu_2}. \tag{24}$$

În situația în care viscozitatea ar fi constantă și egală cu μ_2, debitul scurs datorită gradientului de presiune este dat de primul termen din ecuația (7). Raportul celor două debite va fi :

$$\frac{Q_\mu}{Q} = \frac{\mu_2\ln\frac{\mu_1}{\mu_2}}{\mu_1 - \mu_2}. \tag{25}$$

Se vede că numai la valori ale lui μ_1 apropiate de μ_2, pentru care se poate aplica aproximația (20), există egalitatea :

$$Q_\mu = Q. \tag{26}$$

În rest, la un calcul exact, debitul :

$$Q_\mu = Q\frac{\mu_2 \ln\frac{\mu_1}{\mu_2}}{\mu_1 - \mu_2}. \qquad (27)$$

De exemplu, pentru același țiței cu parametrii dați de relația (15), unde la presiunea $p_1 = 1\cdot10^5$ N/m², viscozitatea are valoarea $\mu_1 = 0{,}9\cdot10^{-3}$ Ns/m² și la $p_2 = 251\cdot10^5$ N/m², $\mu_2 = 0{,}62\cdot10^{-3}$ Ns/m² este de așteptat ca la o presiune de funcționare a pompei $p = 251\cdot10$ N/m² debitul de fluid, scurs prin CP, să fie mai mic față de acela de la suprafață Q, adică la presiunea atmosferică p_1 și μ_1, deoarece :

$$\frac{Q_\mu}{Q} = \frac{0{,}62\cdot10^{-3}\ln\frac{0{,}9\cdot10^{-3}}{0{,}62\cdot10^{-3}}}{(0{,}9-0{,}62)10^{-3}} = 0{,}8252.$$

Această comportare este posibilă datorită faptului că țițeiul considerat are o variație importantă de viscozitate cu presiunea.

În literatură [1] se ia în considerare influența variației viscozității, deci și a debitului scurs prin CP, datorită modificării temperaturii.

III. Criterii pentru aprecierea regimului de curgere prin cuplul CP

Relațiile stabilite anterior au admis un regim laminar de mișcare a fluidului vîscos. Acest regim are loc atîta timp cît numărul lui Reynolds, Re, definit cu viteza medie a fluidului v_m dată de relația (6) și lungimea caracteristică $2R_2$ este inferioară numărului $(2\,300 - 3\,000)/(1-k)$, adică :

$$\frac{2R_2 v_m \rho}{\mu} \leqslant \frac{2\,300-3\,000}{1-k}, \qquad (28)$$

unde ρ reprezintă densitatea fluidului.

În situația în care se admite limita inferioară (2 300) a domeniului considerat, viteza medie a fluidului este dată doar de gradientul de presiune, adică datorită termenului T_1 din relația (6).

Rezultă că regimul de curgere laminar prin CP dispare atunci cînd viteza medie devine :

$$v_m \geqslant \frac{2\,300}{1-k}\cdot\frac{\mu}{2R_2\rho}. \qquad (29)$$

Dacă se înlocuiește viteza medie în termenul la care ne-am referit, T_1 din relația (7), rezultă că pentru orice cădere de presiune Δp ce se exercită pe un cuplu CP :

$$\frac{\Delta p}{l} \geqslant \frac{2\,300}{1-k}\cdot\frac{\mu}{2R_2\rho}\cdot\frac{8\mu}{R_2^2\left(1+k^2+\frac{1-k^2}{\ln k}\right)}, \qquad (30)$$

regimul de curgere este turbulent și relațiile stabilite își păstrează parțial valabilitatea.

Dacă se apreciază că $\Delta p = \rho g H$, H fiind adîncimea medie de fixare a pompei, rezultă că regimul laminar de curgere este îndeplinit pentru acele situații în care :

$$\frac{H}{l} < \frac{9\,200}{gR_2^3}\left(\frac{\mu}{\rho}\right)^2\cdot\frac{1}{(1-k^2)\left(1+k^2+\frac{1-k^2}{\ln k}\right)}. \qquad (31)$$

În tabelul 2 se dau valorile raportului H/l considerat limită la care se modifică regimul de curgere prin cuplul CP, pentru $R_2 = 0{,}025$ m și $\frac{\mu}{\rho} = 10^{-6}$m²/s, în funcție de parametrul k.

Regimul de curgere laminar are loc la o pompă cu parametrul k apropiat de unitate. Această situație se realizează la începutul funcționării pompei, iar treptat se transformă într-un regim turbulent de mișcare.

Tabelul 2

k	0,9	0,98	0,985	0,99	0,999	0,9999	1
$\frac{H}{l}$	0,0473	5,6837	13,4386	45,2414	45042,3	$4{,}5472\cdot10^7$	∞

Tipuri noi de sape folosite la forajul sondelor

Dr. ing. **M. Gheorghiţoiu**
Institutul de Petrol şi Gaze Ploieşti

În ultimii ani, două tipuri de sape — ale căror performanţe se anunţă a fi foarte bune — au început să fie folosite, pe scară largă, în şantierele de petrol. Este vorba de sapele cu pastile de policristale de diamant şi sapele hibride, sape ce sînt incluse deja în clasificările I.A.D.C. şi World Oil 1986.

Cum în orice domeniu pătrunderea progresului este iminentă (specialiştii de la Institutul de cercetări şi proiectări pentru utilaj petrolier Ploieşti lucrează de cîţiva ani la realizarea pastilelor de policristale de diamant cu rezultate încurajatoare), încercăm o scurtă prezentare a acestor sape, împreună cu principalele caracteristici, în vederea familiarizării specialiştilor.

I. Sape cu pastile din policristale de diamant

Aceste sape au apărut relativ recent şi au partea activă realizată din materiale sintetice foarte dure (pastile din policristale de diamant — PPD) realizate în activitatea de cercetare din alte domenii (tehnica spaţială); fac parte din categoria sapelor cu tăiş fix, deci procesele de dislocare realizate sînt de aşchiere, eventual de abraziune în rocile foarte tari şi abrazive.

Descriere. O sapă cu PPD are acelaşi aspect exterior ca şi sapele cu diamante insertate, cu deosebirea că în locul şirurilor de diamante insertate se află ştifturi (butoane) insertate în corpul sapei, care la capătul liber au fixate cîte o PPD. Corpul sapei este masiv, format din carburi sinterizate sau oţel, cu elementele active (PPD-urile) fixate pe ştifturi (pot să fie şi plăci, lame) reliefate din corpul sapei, iar canalele de circulaţie a fluidului practicate în corp se termină cu duze.

Aceste sape s-au impus destul de repede prin reducerea preţului de cost pe metru forat, în principal prin creşterea timpului de săpare (de 2 pînă la 10 ori) şi mai puţin prin creşterea vitezei de săpare (pînă la de 2 ori). Au fost şi sînt testate în toate tipurile de roci şi pînă în prezent dau rezultate foarte bune în categoriile de roci de la slabe la medii-tari, situate la adîncimi medii şi mari, unde timpul de manevră intervine cu o pondere mare. Totuşi se pare că vor deveni competente şi în categoriile de roci tari prin măsurile ce se iau pentru creşterea rezistenţei la uzura prin abraziune a părţii active şi a corpului sapei.

Construcţia sapelor cu PPD. Particularitatea sapelor cu PPD o constituie aceste pastile de policristale de diamant — PPD, care sînt, de fapt, formate dintr-un strat cu grosimea de 0,5 — 1 mm de policristale de diamant cu muchiile la 90°, fixat pe un disc de circa 2—6 mm grosime din carburi tungsten, avînd forma finală de pastilă bistratificată. Stratul de policristale este de circa 5 ori mai dur decît cel de carburi şi are deci o rezistenţă mult mai mare la uzura prin abraziune. Muchia tăietoare a stratului de policristale rămîne ascuţită şi continuă să creeze mari concentrări de eforturi pe suprafaţa rocii de dislocat, chiar cînd stratul de policristale este foarte uzat (foarte subţiat). Totuşi stratul de policristale este mult mai casant decît cel de carburi şi singur nu ar putea suporta eforturile de tracţiune, compresiune şi forfecare ce apar la muchia tăietoare, mai ales în cazul forţelor de impact. Din această cauză, pastila se formează prin aglomerarea cristalelor de diamant pe un suport plan, care este discul din carburi de tungsten şi care asigură rezistenţă structurii de diamant (fig. 1). Pastila obţinută este lipită cu un aliaj dur sau prin difuzie (penetrare) la un ştift din carburi sau oţel care apoi este presat în corpul sapei ori este fixată direct la corpul sapei.

Sinterizarea cristalelor de diamant (de cca. 100 μ) se face la temperaturi şi presiuni înalte în prezenţa unui liant-catalizator (de obicei cobalt), care asigură fixarea puternică a diamantului.

Cristalele individuale se pot desprinde, lunecînd pe planele preferate de clivaj. Dar cum ori-

entarea cristalelor prin sinterizare este neorientată (haotică) aceste alunecări sînt împiedicate, iar ansamblul prezintă rezistență și ductilitate mare la scară macroscopică.

Carburile sînt obținute prin amestecarea pulberilor de tungsten și cobalt și sinterizarea

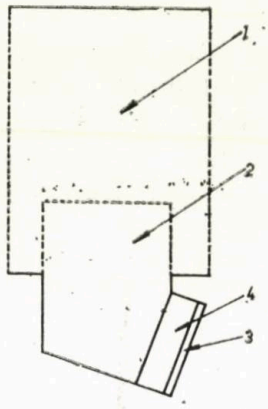


Fig. 1. Știft cu cuțit PPD : *1* — corpul sapei ; *2* — știft din carburi ; *3* — stratul de policristale de diamant ; *4* — pastilă din carburi de wolfram și cobalt.

lor la temperatură înaltă și la presiune izostatică înaltă. Compoziția rezultată constă dintr-o structură formată din granule de tungsten presărată (contactată) de un film subțire de cobalt. Conținutul în cobalt este cuprins între 5 și 15% în greutate. Granulele de tungsten asigură rezistența carburii, iar cele de cobalt — ductilitatea. Proprietățile carburii obținute sînt guvernate de conținutul de cobalt, dimensiunea granulelor de tungsten (1—5 μm) și cobalt (0,1—8 μm) și de distribuția lor în masa carburii.

După cum am văzut, pastilele se pot fixa direct la corpul sapei, cînd matricea este formată din carburi, sau la butoane din carburi sau oțel, care se fixează la corpul sapei, ce poate fi format din carburi, oțel sau alte materiale.

Clasificarea sapelor cu PPD. Cum acest tip de sape și-a făcut recent apariția în șantierele de petrol, este temerar să se încerce o clasificare a lor, datorită noilor modele care continuă să apară și informațiilor insuficiente, chiar despre tipurile „consacrate". Vom prezenta în cele ce urmează o clasificare, după caracteristicile fizice ale sapelor cu PPD, propusă de McClelland.

1. După materialul corpului sapei :

— sape cu matrice de carburi — M.

— sape cu corp din oțel — 0.

— sape cu corp din alte materiale, cum ar fi oțel acoperit cu carburi de tungsten — A.

2. După profilul părții frontale :

— sape cu profil convex — CV, cu curbura frontală pătrunzînd înspre talpă ; CV în trepte ; CV cu conicitate alungită ; CV semisferă ; CV dom ; CV cu conicitate mică ; CV plat ;

— sape cu profil concav — CC cu curbura frontală spre interiorul corpului (în sus) : CC plat ; CC cu conicitate mică ;

— sape cu profil plat — P, cu partea frontală plată paralelă cu planul tălpii ; plat concav plat convex.

3. După distribuția pastilelor tăietoare (PPD) :

— fără un model vizibil (distribuție nesimetrică) — N ;

— distribuție spirală în sensul acelor de ceasornic, pornind din centrul suprafeței frontale (de la canalul central) — S ;

— distribuție spirală în sens invers acelor de ceasornic (privind fața frontală a sapei) — SI.

4. După modul de prindere a pastilelor :

— prinderea în capsulă —C— prinderea pastilei într-o proeminență de carburi pe fața sapei, care este formată din carburi ;

— prinderea în lamă —L— prinderea unui șir de pastile într-o proeminență de carburi de lungime mai mare pe fața frontală a sapei, care este formată din carburi ;

— prinderea în butoane (știfturi) —B— prinderea unei pastile pe știft de carburi sau oțel și fixarea acestuia la fața frontală a sapei, care poate fi din carburi sau din oțel.

Uzura sapelor cu PPD. Pentru exploatarea rațională a acestor sape, este necesară cunoașterea modului de lucru al acestor sape la talpa sondei, a solicitărilor la care sînt supuse și a mecanismelor de inițiere și dezvoltare a uzurii în materialul din elementele active și corpul sapei.

Cum modul de lucru este asemănător cu al sapelor cu diamante inserate, la aceleași solicitări sînt supuse și aceste sape, respectiv (dacă ne referim la elementul activ) forfecare, tracțiune, compresiune și temperatură. Menționăm că, pe lîngă sarcinile dinamice care apar în timpul exploatării și care au efecte total nefavorabile asupra sapei, mai apar în sapă solicitări variabile chiar la o apăsare constantă și o rotire uniformă pe talpă, datorită procesului discontinuu de dislocare a rocii. În figura 2 este prezentată variația forței verticale de dislocare cînd se realizează condiții de dislocare constante în laborator. Din figură se observă variația largă a valorilor forței la o frecvență de circa 10 Hz și variațiile mai mici la frecvențe mai mari. Cum ne așteptăm ca și forțele orizontale să varieze în aceeași manieră, după aproximativ 30 ore se depășește un milion de cicluri, care pot duce la oboseala materialului.

Vom trece în revistă cîteva aspecte ale uzurii acestui tip de sape, menționînd și cîteva din mecanismele prin care se realizează uzura.

1. Uzura simplă a PPD. Aceasta depinde de interdependența celor două strate ale pastilei. Stratul de policristale, care constituie partea frontală a pastilei, netezește suprafața rocii, protejînd astfel stratul de carburi. Acest

strat, fiind suportul primului, absoarbe șocurile și previne sfărîmarea stratului de diamante. Uzura stratului de carburi reduce suportul stratului de diamant, favorizînd uzura acestuia.

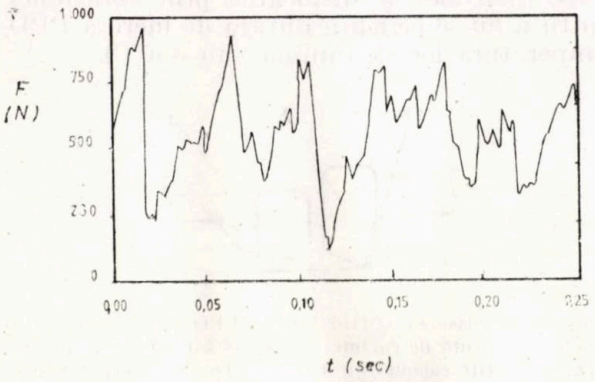


Fig. 2. Variația apăsării pe cuțit pentru un cuțit PPD fix care se rotește pe granit; adîncimea cuțitului 0,064 cm.

În rocile slabe avem de-a face cu o uzură mică a pastilelor (fig. 3*a*). Cum stratul de carburi se uzează mai repede de către particulele abrazive de rocă ce lunecă pe sub pastilă, pastila formează un unghi cu talpa de 5 — 10° și favorizează păstrarea în contact cu roca doar a muchiei stratului de diamant cu o suprafață efectivă de lucru foarte mică (1,6 mm²).

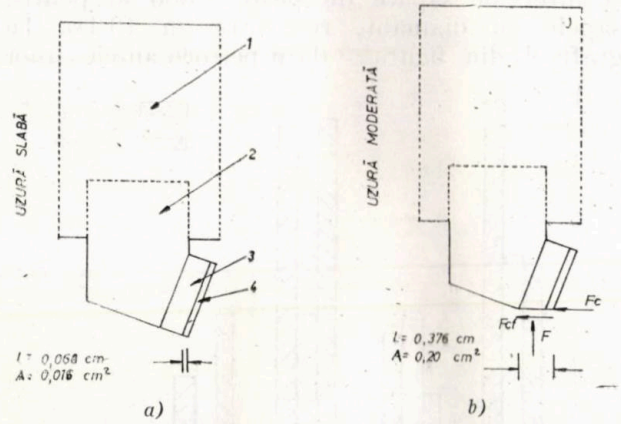


Fig. 3. Configurația cuțitului cu pastilă din PPD.

În rocile mai dure și casante, uzura pastilelor devine moderată ca în figura 3*b*. Se observă un unghi aproximativ 0° cu talpa al pastilei și o suprafață de contact mult mai mare (20 mm²). Aceasta se explică prin faptul că forțele mari ce acționează pe sapă, necesare dislocării acestor roci, îndepărtează efectiv orice proeminență a stratului de diamant care depășește marginea suportului de carburi și chiar proeminența stratului de carburi. În figură se arată că stratul de carburi trebuie să ajungă la grosimea maximă a lui pentru a putea constitui un suport solid pentru stratul de diamant.

2. Uzura completă a PPD. Convenim să înțelegem prin aceasta uzura care duce la scoaterea sapei din uz. Este rezultatul însumării efectelor provocate de manifestarea mecanismelor specifice de uzură în cele două materiale ce alcătuiesc pastila.

- Uzura stratului de diamante are loc la scară macro și la scară micro.

În primul caz (la scară macro) — prin fisurile provocate de forțele dinamice (care se propagă direct prin granulele de diamant, deoarece legăturile dintre granule sînt, în general, mai puternice decît cele intragranulare, de obicei în linie dreaptă) sau cele provocate de oboseală (deoarece după aproximativ 10^5 cicluri forțele necesare producerii fracturilor au valori de 3 ori mai mici decît cele necesare producerii fracturilor la suprafața stratului de diamant în condiții statice).

În al doilea caz (la scară micro) — atît prin șoc și oboseală (de exemplu la impactul cu particule de rocă abrazivă, unele granule de diamant formează cavități la suprafața lor, cavități în care muchiile cristalelor sînt treptat transmutate sub formă de particule foarte mici, iar altele se fracturează de-a lungul întregii granule), cît și datorită șocurilor termice (de exemplu duritatea granulelor de diamant se reduce la temperaturi ridicate — pînă la 750°C — favorizînd fracturarea și sfărîmarea muchiilor stratului de diamant, iar la temperaturi de peste 750°C eforturile create într-o structură cauzează desprinderea granulelor de diamant, acestea fiind îndepărtate cu ușurință și în totalitate din pastilă la solicitări mecanice foarte mici).

- Uzura stratului de carburi are loc atît la scară macro, cît și micro.

La scară macro, uzura este cauzată prin depășirea rezistenței materialului de forțele statice aplicate, oboseală, de șocurile dinamice și șocurile termice. O mare importanță o au, în această situație, defectele locale de fabricație (goluri rămase de la procesul de sinterizare sau apărute în urma funcționării — mici fracturi sau goluri la desprinderea parțială la suprafața materialului a granulelor de tungsten de cele de cobalt sau de alte granule de tungsten), care devenind concentratori de eforturi favorizează dezvoltarea fisurilor, desprinderea particulelor și formarea craterelor la suprafața materialului, ruperi sau spargeri ale acestuia. Oboseala favorizează fisura prin reducerea valorii solicitării la care materialul cedează (de exemplu cu 25% față de nivelul static după 10^5 cicluri). Aceste efecte sînt sporite foarte mult de temperatură (care reduce rezistența materialelor componente) mai ales de șocurile termice — realizate prin rotirea bruscă a sapei la ridicarea ei de pe talpă (care duc la apariția eforturilor interne prin modificările diferite ale volumelor granulelor de tungsten și cobalt).

La scară micro, uzura este cauzată prin abraziune și oboseală provocată de temperatură. Un efect mare asupra uzurii îl are îndepărtarea

prin abraziune de către particulele de detritus mai dure a cobaltului dintre granulele de tungsten din imediata apropiere a suprafeţei. Aceste efecte sînt accentuate de temperatură prin reducerea durităţii cobaltului şi prin mărirea fisurilor iniţiale datorită dilatării şi contracţiei inegale a granulelor de tungsten şi cobalt.

3. U z u r a b u t o a n e l o r ş i c o r p u l u i s a p e i. În timpul forajului, particulele mici de circa 0,1 μm de detritus abraziv (cuarţ) îndepărtează foarte uşor granulele (sau părţi din granule) de cobalt din stratul de suprafaţă al pastilei, butoanelor sau sapei, iniţiind mici fisuri, care se pot accentua atît prin acţiunea particulelor mai mari şi abrazive (care prin impact pot duce la smulgerea granulelor de tungsten şi de cobalt), cît şi prin temperatura mare (care reduce duritatea materialelor componente) sau şocurile termice (ce favorizează extinderea fisurilor), ducînd, în final, la uzura sapei ce se manifestă fie prin ruperea sau smulgerea butoanelor, fie prin erodarea suprafeţei frontale, fapt ce favorizează smulgerea butoanelor, fie prin desprinderea pastilelor de pe butoane.

II. Sape hibride (cu PPD şi diamante)

Sînt tot sape cu tăiş fix. Prin realizarea lor s-a preconizat creşterea eficienţei la săparea în rocile dure şi abrazive, prin însumarea avantajelor celor două tipuri de sape de la care s-a plecat, şi anume rezistenţa mare la uzura prin abraziune — respectiv o durată mare la funcţionare — caracteristică sapelor cu diamante, cu viteză mare de dislocare caracteristică sapelor cu PPD.

Constructiv acest tip de sapă este asemănător cu cel al sapelor de la care s-a plecat.

Particularitatea esenţială constă în faptul că partea activă a sa este formată atît din PPD-uri fixate ca la sapele cu PPD (respectiv în lamele proeminente sau ştifturi din carburi), cît şi din diamante sintetice sau naturale fixate pe lamele proeminente ale matricei sau pe ştifturi de carburi.

Prin designul părţii active se urmăreşte creşterea rezistenţei la uzură a sapei (atît prin uzura abrazivă, cît şi prin cea mecanică) şi a vitezei de dislocare. În acest sens, diamantele sau ştifturile de carburi impregnate cu diamante sînt plasate, de preferinţă, în zonele mai susceptibile de uzură prin abraziune cum ar fi părţile exterioare ale suprafeţei de atac, zonele vecine cuţitelor de PPD care sînt supuse acţiunii erozive a curentului ascendent de fluid încărcat cu detritus fin, abraziv, ca şi umerii sau zonele de calibrare a sapei. În vederea creşterii vitezei de dislocare, ştifturile impregnate cu diamante sînt plasate în preajma cuţitelor de PPD pentru a spori efectele de aşchiere în rocile moi şi medii sau pe cel abraziv în cele dure şi abrazive. Fixarea lor (fig. 4) trebuie făcută separat de cea a PPD-urilor pentru a se putea prelua uşor de curentul de fluid căldura dezvoltată în procesele de dislocare (mai ales la dislocarea prin abraziune) pentru a nu se periclita durata de lucru a PPD (temperatura lor să rămînă sub 350°C).

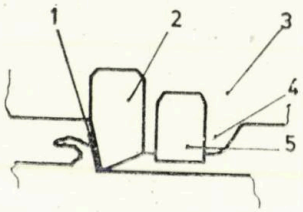


Fig. 4. Amplasarea ştifturilor cu PPD şi diamant pe o lamă proeminentă de carburi la sapele hibride: *1* — pastila PPD; *2* — ştift carburi cu cuţit PPD; *3* — corpul sapei; *4* — lama; *5* — ştift carburi impregnat cu diamante.

Performanţele acestui tip de sapă, ca şi ale celor cu diamante sau PPD depind de compatibilitatea lor cu roca în care forează, proprietăţile rocii şi tehnologia folosită. Totuşi, cînd condiţiile de folosire au fost adecvate, performanţele raportate au fost foarte bune (valori ale duratei de lucru de peste 300 ore şi intervale săpate de peste 1 000 m pentru sapele cu diamant, respectiv cu PPD). În graficul din figura 5 dăm performanţele unor

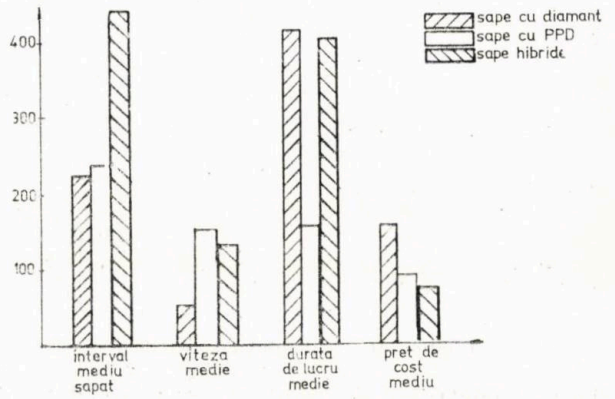


Fig. 5. Performanţele unor sape de tip hibrid, comparativ cu ale unor sape cu diamante şi cu PPD.

sape de tip hibrid, comparativ cu ale unor sape cu diamante şi cu PPD care au săpat în aceleaşi condiţii, raportate toate la performanţele sapelor cu role cu lagăre etanşe şi autoungere cu dinţi imersaţi.

Se desprinde ideea superiorităţii sapelor hibride şi cu PPD faţă de sapele cu role şi cu diamante.

Recomandări de utilizare

În lipsa recomandărilor de la producători, se pot folosi unele din concluziile la care s-a ajuns în urma exploatării sau încercărilor de laborator cu aceste sape.

— Să se verifice prin metode nedestructive legătura pastilă-buton.

— Talpa sondei să fie curată (să nu existe corpuri metalice).

— Apăsarea pe sapă să fie cît mai uniformă (este necesară prezența în ansamblul de fund a amortizorului de șocuri).

— Apăsarea pe sapă nu trebuie să depășească rezistența pastilelor și știfturilor în condițiile de temperatură și oboseală de la talpa sondei.

— Apăsarea și debitul trebuie astfel corelate, încît temperatura în elementele active ale sapei să nu depășească 350°C.

— Ridicarea sapei de pe talpă să se facă după circa 30 s de la oprirea treptată a rotirii ei, pentru a evita răcirea bruscă a pastilelor (șoc termic).

— Pentru diminuarea efectelor șocurilor termice se recomandă (dacă situația permite) folosirea fluidelor lichide, eventual petrolifere.

— La forarea rocilor abrazive să se folosească sape la care jeturile de fluid să fie astfel dirijate încît curentul ascendent de fluid încărcat cu material abraziv să nu spele direct butoanele sapei (pentru a se evita astfel uzura prematură a acestora).

Schimbătoare de căldură cu șicane-grilă

Conf. dr. ing. **D. Dobrinescu**
Institutul de Petrol și Gaze Ploiești

I. Geometria șicanelor-grilă

Șicanele-grilă au apărut mai demult, dar numai în ultimii cinci ani a fost analizată experimental comportarea lor, de către reprezentanții firmei Phillips Petroleum Company, din Oklahoma S.U.A. [1; 2; 3; 4].

Șicanele-grilă (șicanele cu zăbrele) se utilizează în mantaua schimbătoarelor de căldură cu fascicul tubular în manta, numai în cazul așezării tuburilor în pătrat. O astfel de șicană (fig. 1) constă într-un suport inelar, plasat transversal între fasciculul de tuburi și manta,

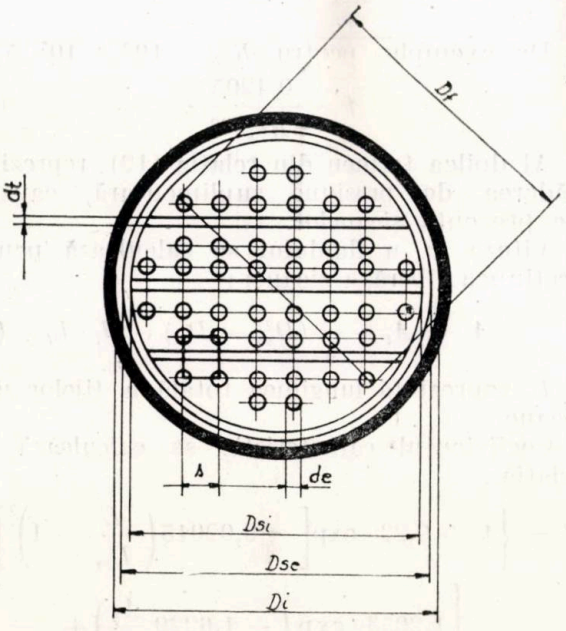


Fig. 1. Schema de principiu a unei șicane-grilă.

pe acest suport fiind plasate tije (zăbrele) paralele, care trec printre șirurile de tuburi. Șicanele au alternativ tije orizontale și tije verticale, tijele fiind plasate obișnuit din două în două șiruri de tuburi. Suportul inelar poate fi cu secțiune circulară sau cu secțiune dreptunghiulară, dar tijele sînt întotdeauna numai cu secțiune circulară. Șicanele se solidarizează între ele și respectiv cu o placă tubulară, la fel ca și șicanele clasice-segment de cerc. Curgerea fluidului este longitudinală, tijele realizează o turbulență suplimentară în masa fluidului, iar suporturile inelare reduc curgerea secundară longitudinală de la periferia fasciculului.

Șicanele propriu-zise, pentru fluidul din manta sau pentru fluidul din tuburi, realizează schimbări de direcție sau de sens în curgerea fluidelor. Cum șicanele-grilă nu realizează astfel de schimbări, ci numai o turbulență suplimentară, ele n-ar trebui numite șicane, ci mai corect „grile de turbulență".

În figura 1 este redată schema de principiu a unei șicane-grilă, pe care sînt trecute și simbolurile mărimilor geometrice caracteristice:

D_i — diametrul interior al mantalei;
D_{se} — diametrul exterior al suportului inelar;
D_{si} — diametrul interior al suportului inelar;
D_f — diametrul fasciculului de tuburi;
s — pasul tuburilor;
d_e — diametrul exterior al tuburilor;
d_t — diametrul tijelor.

Diametrul tijei trebuie să fie mai mic decît spațiul liber dintre șirurile de tuburi $s-d_e$.

Pe baza datelor experimentale, C. C. Gentry, R. K. Young și W. M. Small [2] au stabilit relații de calcul pentru coeficientul de convecție și pentru căderea de presiune a fluidelor care circulă, fără schimbarea stării de agregare, prin mantaua schimbătoarelor de căldură prevăzute cu șicane-grilă. În continuare se prezintă adaptarea acestor corelări.

II. Coeficientul de convecție

Relațiile de calcul pentru coeficientul de convecție, specifice șicanelor-grilă :

- pentru $Re_t < 2\,000$; $Nu = C_1 \cdot Re_t^{0,6} \cdot Pr^{0,4} \left(\frac{\mu}{\mu_p}\right)^{0,14}$; (1)
- pentru $Re_t > 2\,000$; $Nu = C_2 \cdot Re_t^{0,8} \cdot Pr^{0,4} \left(\frac{\mu}{\mu_p}\right)^{0,14}$. (2)

Criteriul Reynolds termic are expresia :

$$Re_t = \frac{d_{et} \cdot w \cdot \rho}{\mu}, \tag{3}$$

iar criteriile Nusselt și Prandtl expresiile :

$$Nu = \frac{\alpha \cdot d_{et}}{\lambda}; \tag{4}$$

$$Pr = \frac{C_p \cdot \mu}{\lambda}. \tag{5}$$

Semnificațiile simbolurilor utilizate :

α — coeficientul de convecție ;
C_p — căldura specifică izobară ;
μ — viscozitatea dinamică ;
λ — conductivitatea termică ;
ρ — densitatea ;
μ_p — viscozitatea dinamică a fluidului, la temperatura medie a peretelui tuburilor.

C_p, μ, λ și ρ aparțin fluidului și se iau la temperatura medie a acestuia. În numeroase cazuri practice $(\mu/\mu_p)^{0,14} \approx 1$.

Viteza w a fluidului corespunde secțiunii totale de curgere, fără șicane :

$$A_t = \frac{\pi}{4}(D_i^2 - n \cdot d_e^2), \tag{6}$$

n reprezentînd numărul total de tuburi.

Diametrul echivalent termic utilizat în criterii :

$$d_{et} = \frac{4\left(s^2 - \frac{\pi}{4} d_e^2\right)}{\pi \cdot d_e}. \tag{7}$$

Coeficienții caracteristici se calculează cu relațiile :

$$C_1 = \left[0,15 - 2,8816 \cdot 10^{-4} x + 0,06576 \cdot \exp\left(-6,5148 \frac{A_1}{A_t}\right)\right] \cdot \left\{0,96 + 0,2697 \cdot \exp\left[-0,01706\left(\frac{L}{D_{se}} - 1\right)^2\right]\right\} \tag{8}$$

$$C_2 = \left[0,035 - 6,7795 \cdot 10^{-5} x + 0,01249 \cdot \exp\left(-7,4646 \frac{A_1}{A_t}\right)\right] \cdot \left\{0,96 + 0,2437 \cdot \exp\left[-0,01614\left(\frac{L}{D_{se}} - 1\right)^2\right]\right\} \tag{9}$$

L reprezintă lungimea tuburilor.

x — distanța dintre șicane, exprimată obligatoriu în metri, și rezultă din :

$$x = \frac{L}{n_s + 1}, \tag{10}$$

n_s reprezintă numărul de șicane.

Secțiunea liberă de curgere la exteriorul fasciculului de tuburi are expresia :

$$A_1 = \frac{\pi}{4}[(D_i^2 - D_f^2) - (D_{se}^2 - D_{st}^2)]. \tag{11}$$

III. Căderea de presiune

Relația de calcul specifică pentru șicanele-grilă, care nu ia în considerație și căderile de presiune în racordurile de intrare și ieșire din manta :

$$\Delta p = f \cdot \frac{\rho w^2}{2} \cdot \frac{L}{d_{eh}} + C \cdot n_s \cdot \frac{\rho \cdot w_s^2}{2}. \tag{12}$$

Primul termen, calculat cu relația clasică, corespunde curgerii prin manta, în lipsa șicanelor. w este viteza fluidului utilizată la calculul lui α.

Diametrul echivalent hidraulic are expresia :

$$d_{eh} = \frac{4\left[\frac{\pi}{4}(D_i^2 - n d_e^2)\right]}{\pi(D_i + n d_e)}. \tag{13}$$

Coeficientul de frecare f se stabilește cu relații cunoscute, în funcție de criteriul Reynolds hidraulic :

$$Re_h = \frac{d_{eh} \cdot w \cdot \rho}{\mu}. \tag{14}$$

De exemplu, pentru $Re_h = 10^3 \div 10^5$ [5] ;

$$f = \frac{0,4205}{Re_h^{0,243}}. \tag{15}$$

Al doilea termen din relația (12) reprezintă căderea de presiune suplimentară, cauzată de prezența șicanelor.

Viteza w_s a fluidului se calculează pentru secțiunea liberă a șicanei :

$$A_s = A_t - \frac{\pi}{4}(D_{se}^2 - D_{st}^2) - d_t \cdot L_t, \tag{16}$$

L_t reprezintă lungimea totală a tijelor unei șicane.

Coeficientul caracteristic se calculează cu relația :

$$C = \left\{1 + 0,22 \cdot \exp\left[-0,02015\left(\frac{L}{D_{se}} - 1\right)^2\right]\right\} \cdot \left[1,2053 \cdot \exp\left(-1,6229 \frac{A_s}{A_t}\right) + \frac{48,732 \cdot \exp\left(-6,8915 \frac{A_s}{A_t}\right)}{Re_s}\right]. \tag{17}$$

Criteriul Reynolds caracteristic pentru secțiunea șicanei are expresia :

$$Re_s = \frac{d_{eh} \cdot w_s \cdot \rho}{\mu}. \qquad (18)$$

IV. Recomandări și relații suplimentare

După cum se știe din practica proiectării schimbătoarelor de căldură, se aleg obișnuit schimbătoare cu cap mobil (flotant) și fascicule de tuburi standardizate sau tipizate [5].

Diametrul exterior al mantalei, implicit și numărul de tuburi al fasciculului, se aleg astfel încît viteza fluidului w să rezulte de ordinul zecimilor de m/s pentru lichide și de ordinul unităților de m/s pentru gaze. Lungimea tuburilor este determinată de aria de transfer de căldură necesară. Pentru tuburi cu $d_e = 20$ mm și $s = 26$ mm se utilizează tije cu $d_t = 4 \div 5$ mm, iar pentru tuburi cu $d_e = 25$ mm și $s = 32$ mm se utilizează tije cu $d_t = 5 \div 6$ mm. Numărul de șicane, obișnuit impar, se fixează astfel încît distanța dintre șicane să fie $x = (0{,}3 \div 0{,}7)D_i$.

Schimbătoarele de căldură cu cap mobil se realizează cu două sau patru treceri (pasuri) prin tuburi și, în acest caz, între șirurile de tuburi din dreptul șicanelor de sub capace, se lasă o distanță liberă cu cîțiva milimetri mai mare decît $s - d_e$.

În lipsa desenelor constructive, la schimbătoarele cu cap mobil, pentru diametre interioare ale mantalei $D_i = 0{,}3 \div 1{,}3$ m, diametrul fasciculului de tuburi se poate admite [5]:

$$D_f = D_i - (30 \div 50) \text{ mm}.$$

Diametrele caracteristice ale suportului inelar au obișnuit următoarele valori :

$$D_{se} = D_i - 4 \text{ mm și } D_{si} = D_f + 4 \text{ mm}.$$

Pentru plasarea obișnuită a tijelor, din două în două șiruri de tuburi, numărul de tije pentru o șicană-grilă se stabilește astfel :

$$n_t = \frac{D_f}{2s} - 1 \qquad (19)$$

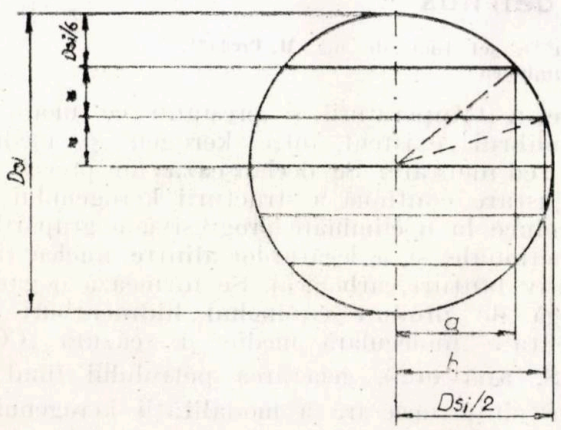


Fig. 2. Șicană-grilă cu cinci tije egal distanțate.

(se ia numărul întreg imediat inferior rezultatului obținut).

S-a constatat anterior că în calculul căderii de presiune intervine și lungimea totală a tijelor unei șicane, pentru care pînă în prezent nu există o relație de calcul, necesară în lipsa desenelor constructive. În cele ce urmează se prezintă deducerea unei astfel de relații.

În figura 2 este redată, pentru exemplificare, o șicană-grilă cu cinci tije, tijele fiind egal distanțate. Lungimea totală a acestor tije este :

$$L_t = 4a + 4b + D_{si} = 4\sqrt{\frac{D_{si}^2}{4} - \frac{D_{si}^2}{9}} +$$

$$+ 4\sqrt{\frac{D_{si}^2}{4} - \frac{D_{si}^2}{36}} + D_{si} = 4{,}376 \cdot D_{si}.$$

Scriindu-se în general :

$$L_t = F \cdot n_t \cdot D_{si} \qquad (20)$$

rezultă, pentru cazul a cinci tije, factorul $F = 0{,}875$.

Procedîndu-se asemănător pentru $n_t = 5 \div 20$ tije, s-au obținut valorile factorului F, redate în tabelul 1.

Tabelul 1

Valorile factorului F

n_t	5	6	7	8	9	10	11	12
F	0,875	0,864	0,856	0,849	0,844	0,839	0,835	0,832
n_t	13	14	15	16	17	18	19	20
F	0,829	0,826	0,824	0,822	0,820	0,818	0,817	0,816

Prin încercări succesive, s-a stabilit următoarea relație, care corelează foarte bine aceste rezultate :

$$F = \frac{0{,}4032}{n_t} + 0{,}7968. \qquad (21)$$

Introducîndu-se în relația (20) această expresie a lui F, rezultă :

$$L_t = (0{,}4032 + 0{,}7968 \cdot n_t) \cdot D_{si}. \qquad (22)$$

V. Aspecte tehnico-economice

Toate relațiile prezentate anterior sînt necesare și suficiente pentru calcularea coeficientului de convecție și a căderii de presiune a fluidului care circulă prin mantaua schimbătoarelor de căldură cu fascicul tubular în manta, prevăzute cu șicane-grilă. Aceste calcule sînt utile în dimensionarea de ansamblu a schimbătoarelor respective. Șicanele-grilă sînt ușor de realizat și necesită cheltuieli minime.

Pentru a se pune în evidență performanțele șicanelor-grilă, au fost efectuate mai multe calcule comparative pentru α și Δp, la fluide care circulă prin mantaua schimbătoarelor de căldură. Un astfel de exemplu se referă la

mantaua unui schimbător de căldură cu șicane-grilă, pentru care se cunosc următoarele date: $D_i = 480$ mm, $D_f = 440$ mm, $n = 180$ tuburi, $L = 3$ m, $d_e = 20$ mm și $s = 26$ mm. Tuburile sînt plasate în pătrat, pe 16 șiruri orizontale, respectiv verticale. În manta există 11 șicane-grilă, cu suporturi inelare plate, avînd $D_{se} = 476$ mm și $D_{si} = 444$ mm. Fiecare șicană conține cîte șapte tije, acestea avînd $d_t = 4$ mm. Prin manta circulă 10^5 kg/h apă, avînd temperatura medie 30°C.

Pentru comparație, s-au calculat α și Δp și în cazul în care nu se utilizează șicane și în cazul utilizării unui număr egal de șicane-segment de cerc, rezultatele obținute fiind redate în tabelul 2.

Tabelul 2

Valori comparative pentru α și Δp

Cazul	α, W/m² ·°C	Δp, N/m²
Fără șicane	1 293	85
Cu șicane-grilă	2 858	301
Cu șicane-segment de cerc	4 685	29 423

Se constată că șicanele-grilă, în raport cu cazul fără șicane, realizează o creștere satisfăcătoare a lui α, cu o creștere redusă a lui Δp. Șicanele clasice-segment de cerc realizează o creștere mai mare a lui α, dar cu o creștere excesivă a lui Δp. Creșterea coeficientului de convecție α duce la o valoare mai mare a coeficientului global de transfer de căldură, deci la o reducere a ariei de transfer de căldură necesară a schimbătorului. Creșterea căderii de presiune Δp duce la un consum mai mare de energie, pentru pomparea fluidului din mantaua schimbătorului de căldură.

Șicanele-grilă prezintă, în raport cu șicanele-segment de cerc, și avantajul de a reduce foarte mult vibrațiile și solicitările mecanice ale tuburilor. În cazul șicanelor clasice-segment de cerc, circulația fluidului fiind transversală pe tubur, în ambele sensuri, se produc vibrații însemnate și se solicită în măsură mare tuburile schimbătorului de căldură [6].

Avîndu-se în vedere performanțele caracteristice ale șicanelor-grilă, aceste șicane pot fi recomandate în cazul în care se urmărește o cădere de presiune redusă a fluidului din manta și o reducere a vibrațiilor și deci a solicitărilor mecanice ale tuburilor. Este de preferat să se utilizeze șicanele-grilă, în locul șicanelor clasice-segment de cerc, atunci cînd fluidul din manta prezintă un coeficient de convecție bun, în raport cu cel interior, și deci creșterea sa nu influențează, în măsură însemnată, coeficientul global de transfer și respectiv aria necesară de transfer de căldură.

Șicanele-grilă pot fi utilizate la încălziri sau răciri de lichide sau gaze și la schimbări de stare de agregare a fluidelor, atît în cazul utilizării de tuburi normale, cît și în cazul tuburilor cu aripioare joase. În acest ultim caz există unele relații de calcul specifice [3].

Bibliografie

[1] Gentry, C. C., Small, W. M. *The rodbaffle heat exchangers.* Second Symposium on shell and tube heat exchangers. Houston, Texas, 14 — 16 sept. 1981.

[2] Gentry, C. C., Young, R. K., Small, W. M. *Rodbaffle heat exchanger thermal-hydraulic predictive methods.* Seventh International Heat Transfer Conference, Munich, R.F.G., 6 — 10 sept. 1982.

[3] Gentry, C. C., Young, R. K., Small, W. M. *Rodbaffle heat exchanger thermal-hydraulic predictive methods for bare and low finned tubes.* National Heat Transfer Conference, Niagara Falls, N. Y., 5 — 8 aug. 1984.

[4] Gentry, C. C., Small, W. M. *Rodbaffle exchanger thermal-hydraulic predictive models over expanded baffle-spacing and Reynolds number ranges.* National Heat Transfer Conference, Denver, Colorado, 5 — 8 aug. 1985.

[5] Dobrinescu, D. *Procese de transfer termic și utilaje specifice.* Ed. didactică și pedagogică, București, 1983.

[6] Ganapathy, V. *Avoid heat transfer equipment vibration.* Hydr. Proc., iun. 1987, p. 61 — 63.

Utilizarea spectroscopiei RES la detectarea și caracterizarea kerogenului din detritus

Șef. lucr. dr. chim. **A. Meghea***), ing. **I. Pelcanu****), șef lucr. dr. ing. **M. Preda***), șef lucr. dr. ing. **V. Burghelea***)

Generalități

Utilizarea rezonanței electronice de spin (RES) în prospecțiunea petrolieră este legată de prezența speciilor paramagnetice în kerogen, ocurența acestora fiind condiționată de transformările suferite de materia organică sedimentară în procesul evoluției sale.

În timpul îngropării sedimentelor, cu creșterea adîncimii de îngropare se produce o creștere a temperaturii și presiunii ce modifică echilibrul existent între kerogen și mediul de sedimentare. Se declanșează un proces de „ajustare continuă a structurii kerogenului ce conduce la o eliminare progresivă a grupărilor funcționale și a legăturilor dintre nuclee (inclusiv lanțuri carbonice). Se formează o gamă largă de produse ce includ hidrocarburi cu greutate moleculară medie și scăzută (CO_2, H_2S, apă etc.), generarea petrolului fiind o consecință necesară a modalității kerogenului de a se adapta noilor împrejurări" [28]. Con-

*) Catedra de chimie-fizică aplicată, Institutul Politehnic București

**) PETROMAR, Constanța

comitent se derulează un proces de reorganizare a structurii interne a kerogenului ce tinde către termenul mai stabil termodinamic — grafitul [28; 29].

Transformările descrise implică, printre alte reacţii, şi ruperea legăturilor existente între diversele unităţi structurale ale kerogenului (îndeosebi legături C—C), această „cracare" naturală avînd drept consecinţă apariţia radicalilor liberi în materia organică; localizaţi pe lanţuri alchil sau la nucleele aromatice din kerogen, radicalii liberi există pînă cînd se recombină cu un atom de hidrogen sau un alt lanţ alchil [28]. Capacitatea mai scăzută de recombinare a radicalilor liberi din kerogen face ca aceştia să aibă o durată de viaţă mare, prezenţa lor în materia organică devenind o măsură a gradului de transformare a kerogenului (stabilitatea deosebită a acestora se explică prin fenomenul delocalizării electronilor „celibatari" pe unităţi structurale de 5—7 nuclee aromatice policondensate [29]).

Cercetările efectuate în perioada 1968 — 1981 pe kerogen şi precursori ai acestuia au permis o caracterizare de detaliu a relaţiei dintre variaţia parametrilor spectrali, concentraţia radicalilor liberi şi celelalte proprietăţi fizico-chimice ale kerogenului (proprietăţile optice, raportul carbon/hidrogen etc.) [5; 10; 11; 12; 13; 14; 26; 28; 29]. Prin intermediul parametrilor spectrali (intensitatea, forma şi lăţimea liniei, factorul g) s-a reuşit să se precizeze tipul kerogenului, stadiul evoluţiei acestuia, potenţialul petroligen, evoluţia susceptibilităţii paramagnetice cu stadiul catagenetic, făcînd posibilă utilizarea RES ca metodă curentă de lucru pentru măsurarea maturităţii kerogenului şi chiar a paleotemperaturii rocilor-sursă [5; 10; 11; 14; 15; 28; 29].

În studiile RES se folosesc, de regulă, pentru analiză concentratele organice obţinute prin prelucrarea chimică a eşantionului de rocă, fiind posibilă şi utilizarea întregului eşantion [5]. Cea de-a doua soluţie, mai puţin practicată, devine interesantă cînd se încearcă analiza unui număr mare de probe şi cînd nu mai este posibilă decît o prelucrare sumară a fiecărui eşantion (cazul investigării eşantioanelor de detritus).

Scopul acestui articol îl reprezintă evaluarea posibilităţii caracterizării prin RES a componentei organice din detritus, folosind în analiză întregul eşantion de rocă.

Materiale şi metode

S-au luat în studiu probe de detritus din intervalul de adîncime 500 — 3 000 m, prelevate de la o sondă forată în platforma continentală românească a Mării Negre.

Spectrele RES s-au înregistrat la temperatura camerei, sub formă de pudră policristalină, folosind un spectrometru tip ART—5 (IFIN Bucureşti), lucrînd în banda X. Frecvenţa de lucru a clystronului a fost de 9,06 GHz, spectrele fiind înregistrate în intervalul de cîmp 0 — 5 kG. S-a utilizat un tub de cuarţ cu diametrul interior de 2 mm ce a fost umplut pînă la o înălţime de 2 cm cu o cantitate cîntărită de probă. Pentru spectrele ionilor tranziţionali s-a folosit un etalon de Mn^{2+}, iar pentru kerogen — etalonul peroxilamindisulfonat de potasiu. Probele, uscate, înainte de înregistrare, au fost aduse, prin mojararea în mojar de agat, la o dimensiune a granulelor mai mică de 60 μm (trece prin sita de 10 000 ochiuri/cm²).

Compoziţia mineralogică a probelor a fost determinată roentgenografic, folosind radiaţia CuK_α cu un spectrograf TUR.

Pentru simularea contaminării chimice au fost prelevate din carote eşantioane de rocă avînd dimensiunile: diametrul 20 mm şi grosimea 5 mm. S-au preparat soluţii 10 g/l prin solubilizare timp de o oră a fiecărui agent contaminant în soluţie de NaOH 0,1 N, controlînd menţinerea *pH*-ului la valoarea 12. S-au utilizat următoarele produse: EXTRACT BAZIC, TAN-21, INHIB, FEROCROM, LSK, CMC, BENTONITA ACTIVATA, SEDISTOP. În cazul produselor EXTRACT BAZIC şi INHIB prepararea soluţiilor a avut loc la temperatura de 50°C prin agitare timp de 3 ore. Eşantioanele au fost suspendate în soluţiile astfel obţinute timp de 3 ore, s-au uscat la 85°C, după care s-au mojarat şi s-a înregistrat spectrul RES.

Rezultate şi discuţii

Pentru toate probele analizate, spectrele RES înregistrate au o structură complexă, în care se recunoaşte contribuţia mai multor specii paramagnetice (fig. 1 — 2).

1. Un semnal fără structură hiperfină, corespunzător ionului Fe^{3+}, cu factorul g funcţie de modul şi locul de situare a ionului în structura solidului (fig. 1 *a*).

Pentru fierul substituit în reţeaua aluminosilicatică apare un semnal îngust, anizotrop, în zona de cîmp slab, la $g \approx 4{,}3$ (zona *A*), în timp ce pentru fierul „liber", reţinut interlamelar (posibil de eliminat prin schimb ionic sau atac acid) se obţine un semnal larg în zona centrală a cîmpului magnetic, la $g \approx 2{,}0$ (zona *B*), rezultatele obţinute fiind în concordanţă cu datele descrise în literatură [1; 4; 8; 9; 16; 18; 19]; pentru oxihidroxizii precipitaţi şi dispersaţi în structura mineralelor, linia centrală se poate deplasa la valori g mai mari (2,05 — 2,4). Intensitatea celor două semnale variază aleator, fără a putea fi stabilită o corelaţie cu adîncinea sau compoziţia mineralogică.

2. Un semnal RES centrat în jurul valorii $g \approx 2{,}0$, format din șase componente hiperfine principale, între care apar perechi de linii mai

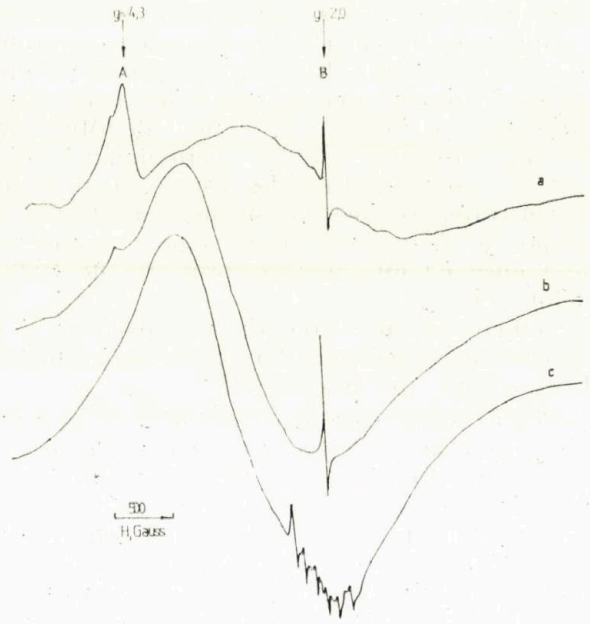


Fig. 1. Spectre RES pentru eșantioane de detritus conținînd : *a* — Fe^{3+} și kerogen ; *b* — semnal feromagnetic și kerogen ; *c* — semnal feromagnetic și Mn^{2+}

indică modificări de geometrie pentru cîteva probe, preponderent fiind semnalul din figura 3 *a* (semnalul 3 *b* este caracteristic manganului în rețeaua calcitului, iar semnalul 3 *c* — manganului în rețeaua aragonitului [2 ; 7]). Corelarea intensității liniei RES cu concentrația de calcit + dolomit (fig. 4) și constatarea dispariției semnalului la tratamentul cu acid clorhidric susțin ipoteza substituției izomorfe într-o matrice de tip carbonatic. Nu poate fi exclusă existența Mn^{2+} ca mineral asociat, sub formă de rodocrozit, manganocalcit, manganodolomit.

3. O linie izotropă foarte îngustă (6 — 8 gauss), cu factorul g foarte apropiat de al electronului liber, $g = 2{,}0023$ (fig. 1*a*, *b*). Semnalul din figura 1*a* se regăsește numai în cîteva probe, pentru celelalte fiind specific cel din figura 2, suprapus peste semnalul Mn^{2+} și al Fe^{3+} „liber". Deși semnalul din figura 2 este ușor de recunoscut, intensitatea acestuia este greu de determinat, semnalele fierului „liber" și manganului acoperind la concentrații mari această linie, astfel încît nu se mai pot face precizări asupra speciei care-l produce. Intensitatea semnalului 3 variază de la nedetectabil la valori foarte mari, fără a prezenta o regularitate.

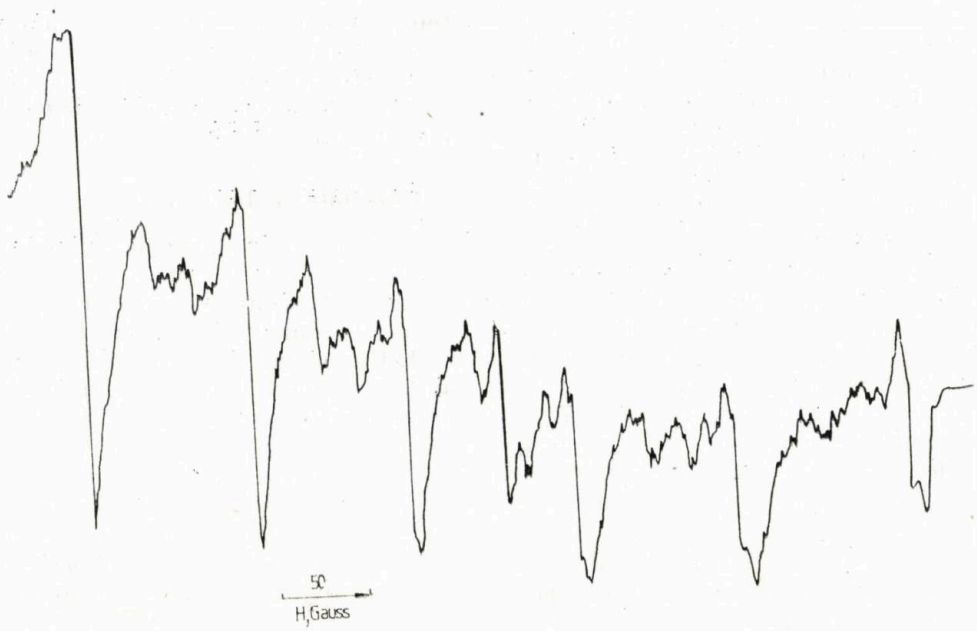


Fig. 2. Spectrul RES pentru o probă conținînd Mn^{2+} și kerogen.

slabe (fig. 3 *a*, *b*) specific ionului Mn^{2+} diluat magnetic într-o matrice minerală ; aceasta poate fi de tip aluminosilicatic (substituția magneziului cu mangan în mice) sau, mai probabil, de tip carbonatic (substituția izomorfă a calciului cu mangan în vaterit, aragonit sau calcit [2 ; 7 ; 21]. Variația parametrilor spectrali

Atribuirea acestui semnal kerogenului este incertă deoarece în aceeași zonă de cîmp dau linii de rezonanță defectele de rețea din structura mineralelor argiloase, cît și o parte din agenții contaminanți din fluidul de foraj. Eliminarea acestei nedeterminări reclamă cunoașterea spectrelor RES pentru cele două specii

paramagnetice și evidențierea contribuției acestora la semnalul kerogenului.

a. *Defecte de rețea.* Studii efectuate pe minerale și roci argiloase au evidențiat în zona de cîmp $g \approx 2{,}00$ un spectru de două linii, intens, asimetric, altul decît cel caracteristic Mn^{2+} și

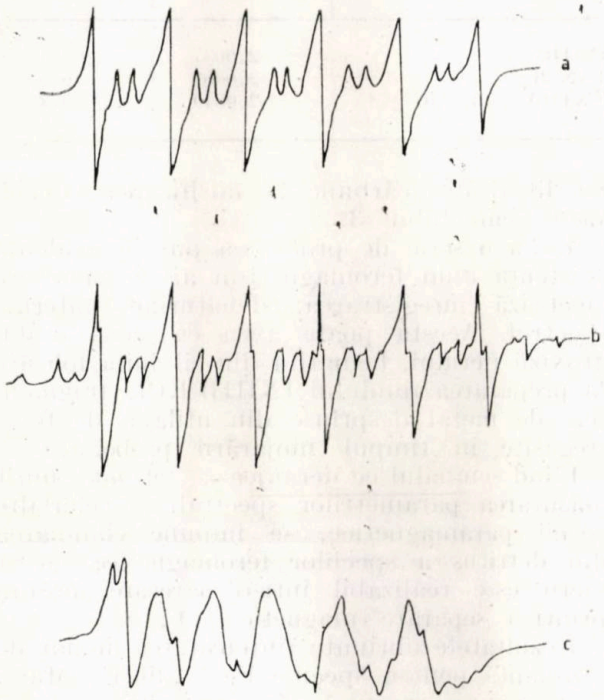


Fig. 3. Spectre RES pentru Mn^{2+} în structuri cristaline : *a* — izotrop ; *b* — în rețea de calcit ; *c* — în rețea de aragonit.

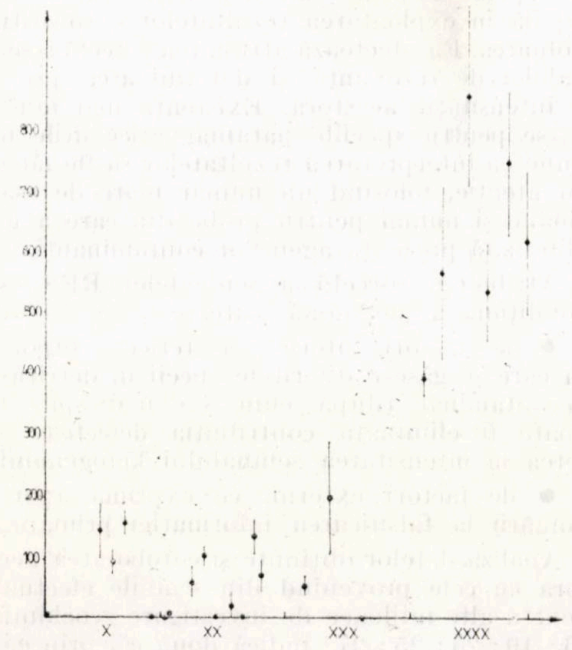


Fig. 4. Corelarea intensității semnalului RES al Mn^{2+} cu conținutul de calcit + domolit evaluat prin spectre RX.

Fe^{3+} „liber" (fig. 5). Acesta este specific caolinitului, dar a fost regăsit și în illit, beidelit, clorit, smectite, fiind asociat defectelor de rețea „gaură pozitivă" (pentru care $g \geqslant 2{,}00$) sau „gaură negativă" ($g \leqslant 2{,}00$) stabilizate prin substituții izomorfe ale aluminiului de către magneziu sau fier, în stratul octaedric, sau siliciului de către aluminiu, în stratul tetraedric [8]. După cum se poate vedea din figura 5, spectrul defectelor de rețea nu poate fi

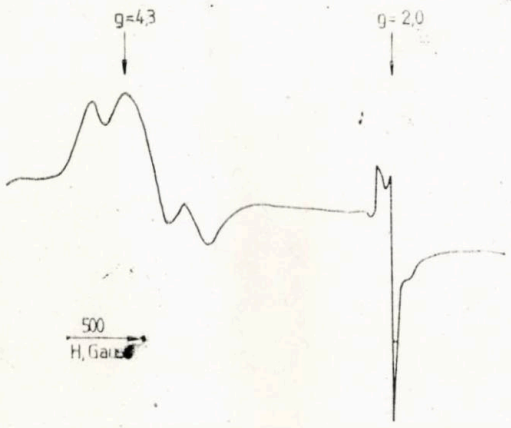


Fig. 5. Spectrul RES pentru caolinit Stejera Nord.

confundat cu cel al radicalilor liberi din kerogen. Datorită slabei rezolvări a spectrului nu poate fi însă exclusă contribuția ambelor specii la intensitatea semnalului de rezonanță. (Linia $g_\perp$ a defectelor de rețea avînd valori foarte apropiate de linia radicalilor liberi, de regulă, se obține un semnal compus [8] a cărui rezolvare nu mai este posibilă decît făcînd apel la alte metode de investigație fizico-chimică).

b. *Agenți contaminanți.* Poluarea produsă de fluidul de foraj și componentele sale afectează de o manieră mult mai serioasă intensitatea semnalului kerogenului. Din tabelul 1 și figurile 6 și 7 se poate constata că în cazul în care în detritus se găsește unul din produsele EXTRACT BAZIC, INHIB, TAN-21 este imposibil să se precizeze prin RES originea liniei de rezonanță, deoarece speciile paramagnetice implicate sînt identice (EXTRACT BAZIC și INHIB) sau similare (TAN-21) radicalilor liberi din kerogen.

Pentru nici una din probele analizate nu s-a pus în evidență existența semnalului defectelor de rețea. Eșantioanele 241 și 431 (tab. 2) au un semnal foarte intens. Examinarea sub microscop a acestora a condus la identificarea unor granule de cărbune, asemănătoare ca textură celor din produsul EXTRACT BAZIC și care nu sînt regăsite în descrierea petrografică a detritusului (coloana stratigrafică a locației de la care s-au recoltat probele pentru analiză nu conține kerogen remaniat cu

o asemenea structură). În urma separării într-un amestec de lichide dense, intensitatea semnalului celor două eşantioane a scăzut considerabil, fiind evidentă contribuţia radicali-

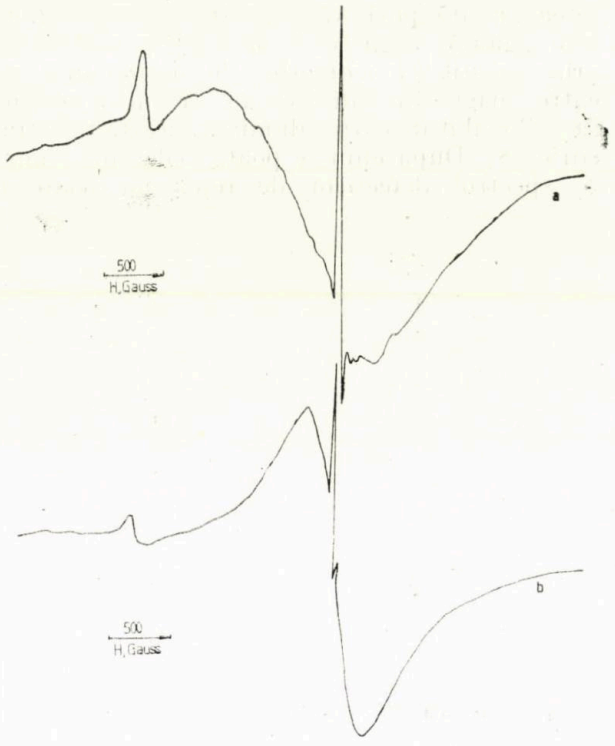


Fig. 6. Spectre RES : *a* —EXTRACT BAZIC ; *b* — INHIB.

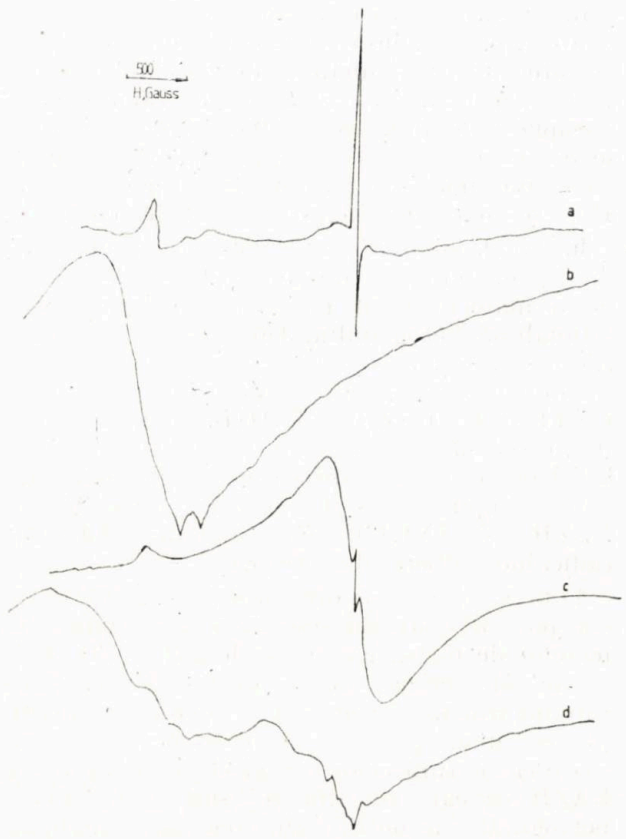


Fig. 7. Spectre RES : *a*—TAN-21 ; *b* — CMC ; *c* — FEROCROM ; *d* — LSK.

Tabelul 1

Parametrii spectrelor RES pentru contaminanţi

Proba	g	a_T, gauss
INHIB	2,0037	7,1
TAN-21	2,0051	6,5
EXTRACT BAZIC	2,0049	5,7

lor liberi din cărbune la falsificarea intensităţii semnalului 3.

4. La o serie de probe s-a pus în evidenţă existenţa unui feromagnetism accentuat, care afectează înregistrarea, denaturînd puternic spectrul. Acesta poate avea ca sursă oxihidroxizii fierului, hematita din silvinita folosită la prepararea fluidului INHIB-KCI, fragmentele de metal desprinse din utilajul de foraj (regăsite în timpul mojarării probelor).

Fiind semnalul ce deranjează cel mai mult măsurarea parametrilor spectrali ai celorlalte specii paramagnetice, se impune eliminarea din detritus a speciilor feromagnetice ; acest lucru este realizabil într-o oarecare măsură printr-o separare magnetică [1 ; 8].

Rezultatele obţinute (intensitatea liniilor de rezonanţă pentru speciile Fe^{3+} „liber", Mn^{2+}, componenta organică şi compoziţia mineralogică) sînt sintetizate în tabelul 2.

Utilitatea acestora este, pentru prospecţiunea petrolieră, deocamdată redusă şi limitată numai la aspecte de ordin calitativ. Dificultatea principală în exploatarea rezultatelor o constituie poluarea. Ea afectează atribuirea corectă a semnalelor de rezonanţă şi determinarea precisă a intensităţii acestora. Existenţa mai multor surse pentru speciile paramagnetice utile impune ca interpretarea rezultatelor să fie făcută cu atenţie, folosind un număr mare de eşantioane şi numai pentru probe din care a fost eliminată prezenţa agenţilor contaminanţi.

Atribuirea corectă a semnalelor RES este condiţionată de două categorii de factori :

- de factori interni, ce reflectă raportul în care se găsesc diferitele specii în detritusul necontaminat (după cum s-a mai spus nu poate fi eliminată contribuţia defectelor de reţea la intensitatea semnalului kerogenului) ;
- de factori externi, ce exprimă aportul poluării la falsificarea informaţiei primare.

Analiza datelor obţinute şi coroborarea acestora cu cele provenind din studiile efectuate pentru alte mijloace de investigare geochimică [6 ; 10 ; 23 ; 25 ; 27] indică două căi prin care se produce poluarea (sau contaminarea) eşantionului de detritus.

Tabelul 2

Intensitatea semnalului RES pentru speciile Fe^{3+} „liber", Mn^{2+}, componenta organică și compoziția mineralogică a probelor de detritus analizate

Nr. eșantion	Adâncimea, m	Rest pe sita de, mm	Analiză RES: Amplitudine, u.a. Fe^{3+} „liber"	Mn^{2+}	comp. org.	Observații	Compoziție mineralogică: cuarț	illit	caolinit	clorit	feldspat	calcit	dolomit	pirit
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
80	475–480	3,15	783	10	*n*	Feromagnetice, segregare pe fracții ca formă	++++	+++	*n*	+	+++	++	+++	*n*
		1,60	2 333	6	*n*		++++	++	*n*	+	+++	++	+++	*n*
		1,25	1 496	5	*n*		++++	+	*n*	+++	++	++	+++	*n*
		0,63	2 515	7	*n*		++++	++	*n*	++	++	++	+	*n*
		0,50	1 588	8	*n*		++++	++	*n*	+	++++	++	++	*n*
		<0,50	1 060	10	*n*		++++	++	*n*	+++	+++	++	+++	*n*
101	580–585	3,15	234	85	52		+++	+++	*n*	++	++	++	++	*n*
		1,60	1 107	*n*	*n*	Feromag.	++++	+++	*n*	++	++	+++	++	*n*
		1,25	1 189	*n*	*n*	Feromag.	++++	+++	*n*	++	++	+++	++	*n*
121	680–685	3,15	31	113	78		++++	+++	*n*	++	++	++	++	*n*
141	780–785	3,15	49	98	142		++++	++	*n*	+	++	++	++	*n*
		1,25	107	49	184		+++	++	*n*	++	++	++	++	*n*
		0,63	443	37	51		++++	++	*n*	++	++	++	++	*n*
		0,50	340	48	65		++++	+++	*n*	++	++	++	++	*n*
161	880–885	3,15	42	84	62		++++	++	*n*	+	++	++	+++	*n*
		1,60	42	120	44		++++	++	*n*	++	++	++	+++	*n*
		1,25	2 136	*n*	*n*	Feromag.	++++	++	*n*	++	++	++	+++	*n*
181	980–985	3,15	255	*n*	*n*		++++	+++	++	+	++	++	++	*n*
		1,60	296	*n*	*n*		++++	++	++	*n*	++	++	++	*n*
		1,25	179	*n*	*n*		++++	+	+	*n*	++	++	++	*n*
201	1 080–1 085	3,15	1 140	*n*	*n*		+++	+	*n*	+	++	++	++	*n*
		1,60	1 209	*n*	16	Feromag.	+++	++	*n*	++	++	++	++	*n*
		1,25	440	*n*	305	Feromag.	++	*n*	*n*	+	*n*	+	*n*	*n*
		0,63	606	*n*	20	Feromag.	++	*n*	*n*	+	*n*	+	*n*	*n*
		0,50	1 103	*n*	*n*	Feromag.	+++	++	*n*	+	*n*	++	*n*	*n*
221	1 180–1 185	3,15	1 153	*n*	*n*	Feromag.	+++	++	++	*n*	+	++	+	*n*
		1,60	791	*n*	*n*	Feromag.	+++	++	++	*n*	+	++	+	*n*
		1,25	4 670	*n*	*n*	Feromag.	+++	++	++	*n*	+	+	*n*	*n*
		0,63	1 313	*n*	*n*	Feromag.	+++	++	++	*n*	+	++	++	*n*
		0,50	1 558	*n*	*n*	Feromag.	+++	++	++	*n*	++	++	+	*n*
241	1 280–1 285	3,15	191	74	51		++	+	*n*	*n*	++	+++	*n*	*n*
		1,60	351	49	65	Slab feromag.	++	++	+	*n*	+	+++	+	*n*
		1,25	1 517	33	25 600	Feromag.	++	++	+	*n*	*n*	+++	*n*	*n*
261	1 380–1 385	3,15	153	*n*	101		++++	++	+	+	++	+	+	*n*
281	1 480–1 485	3,15	155	22	187		+++	+	*n*	+	*n*	++	*n*	*n*
		1,60	277	*n*	162		+++	++	*n*	+	*n*	++	*n*	*n*
		1,25	188	*n*	179		+++	++	*n*	+	*n*	++	*n*	*n*
		0,62	450	*n*	322	Feromag	+++	++	*n*	+	*n*	++	*n*	*n*
		0,50	431	*n*	121	Feromag.	+++	++	*n*	+	*n*	++	*n*	*n*
		<0,50	861	*n*	72	Feromag	+++	++	*n*	*n*	*n*	++	*n*	*n*
299	1 580–1 585	3,15	142	*n*	*n*		++++	++	++	*n*	++	++	++	*n*
		1,60	143	*n*	*n*		++++	+	++	*n*	+	++	*n*	*n*
		1,25	82	*n*	*n*		+++	+	+	*n*	*n*	++	*n*	*n*
		0,63	326	*n*	*n*	Feromag.	+++	+	++	*n*	*n*	++	*n*	*n*
		0,50	245	*n*	*n*	Slab feromag.	++	++	++	*n*	*n*	++	+	*n*
		<0,50	194	*n*	*n*		++++	*n*	*n*	*n*	+	++	*n*	*n*
336	1 780–1 785	3,15	741	399	*n*		++++	*n*	*n*	*n*	*n*	++++	*n*	++
		1,60	2 151	416	*n*	Feromag.	++++	*n*	*n*	*n*	*n*	++++	*n*	++
		0,63	6 603	333	*n*	Feromag.	++++	*n*	*n*	*n*	*n*	++++	*n*	++

Tabelul 2 (continuare)

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
		3,15	321	353	*n*		++++	*n*	*n*	*n*	++	++++	*n*	++
		1,60	1 168	776	*n*	Feromag.	++++	*n*	*n*	*n*	++	++++	*n*	++
355	1 880—	0,63	3 476	681	*n*	Feromag.	++++	*n*	*n*	*n*	++	+++ +	*n*	++
	1 885	0,50	439	493	*n*		++++	*n*	*n*	*n*	++	++++	*n*	++
		<0,50	313	547	*n*		++++	*n*	*n*	*n*	++	++++	*n*	++
		3,15	501	389	66		++++	*n*	++	*n*	*n*	+++	*n*	++
		1,60	229	146	136		++++	*n*	++	*n*	*n*	+++	*n*	++
375	1 980—	0,63	1 894	138	102	Feromag.	++++	*n*	++	*n*	*n*	+++	*n*	++
	1 985	0,50	143	174	155		++++	*n*	++	*n*	*n*	+++	*n*	++
		<0,50	315	152	83		++++	*n*	++	*n*	*n*	+++	*n*	++
		3,15	750	76	106		++++	++	+	*n*	++	++	++	++
		1,60	523	120	198		++++	++	+	*n*	++	++	++	++
411	2 180 —	0,63	1 439	71	460	Feromag.	++++	++	+	*n*	++	++	++	++
	2 185	0,50	863	41	264		++++	++	+	*n*	++	++	++	++
		<0,50	329	47	119		++++	++	+	*n*	++	++	++	++
		3,15	403	23	157		++++	++	*n*	++	+++	+	+++	*n*
		1,60	4 777	35	99	Feromag.	++++	++	*n*	++	+++	+	+++	*n*
431	2 280—	0,63	1 187	35	828		++++	++	*n*	++	+++	+	+++	*n*
	2 285	0,50	845	21	1 119		++++	++	*n*	++	+++	+	+++	*n*
		<0,50	417	29	216		++++	++	*n*	++	+++	+	+++	*n*
		3,15	366	70	40	Feromag.	++++	++	*n*	*n*	+	+	++++	*n*
		0,63	4 485	190	*n*	Feromag.	++++	++	*n*	*n*	+	+	++++	*n*
450	2 380—	1,60	16 734	112	*n*	Feromag.	++++	++	*n*	*n*	+	+	++++	*n*
	2 385	0,50	2 227	200	53	Mn în altă geometrie	++++	++	*n*	*n*	+	+	++++	*n*
		<0,50	338	141	24		++++	++	*n*	*n*	+	+	++++	*n*
		3,15	357	65	*n*	Segregare pe	++++	*n*	*n*	*n*	+++	+	++++	*n*
		1,60	373	106	24	fracţii ca	++++	*n*	*n*	*n*	+++	+	++++	*n*
455	2 410—	0,63	1 314	117	49	formă	++++	*n*	*n*	*n*	+++	+	++++	*n*
	2 415	0,50	600	92	61		++++	*n*	*n*	*n*	+++	+	++++	*n*
		<0,50	331	67	*n*		++++	*n*	*n*	*n*	+++	+	++++	*n*
		3,15	63	154	*n*	Mn în altă geometrie	++++	+	+	*n*	+++	*n*	++++	*n*
469	2 480—	1,60	637	150	*n*		++++	+	+	*n*	+++	*n*	++++	*n*
	2 485	0,63	384	134	*n*		++++	+	+	*n*	+++	*n*	++++	*n*
		0,50	2 136	196	*n*		++++	+	+	*n*	+++	*n*	++++	*n*
		3,15	3 131	124	76	Feromag.	++++	++	*n*	*n*	+++	++	++++	*n*
		1,60	4 060	172	46	Feromag.	++++	++	*n*	*n*	+++	++	++++	*n*
505	2 680—	0,63	4 363	175	45	Feromag.	++++	++	*n*	*n*	+++	++	++++	*n*
	2 685	0,50	2 681	113	121	Feromag.	++++	++	*n*	*n*	+++	++	++++	*n*
		<0,50	2 363	98	40	Feromag.	++++	++	*n*	*n*	+++	++	++++	*n*
		3,15	312	857	*n*		+++	++	++	*n*	+	++++	++++	*n*
		1,60	315	712	*n*		+++	++	++	*n*	+	++++	++++	*n*
524	2 780—	0,63	415	1 120	*n*		+++	++	++	*n*	+	++++	++++	*n*
	2 785	0,50	1 465	713	*n*	Slab feromag.	+++	++	++	*n*	+	++++	++++	*n*
		<0,50	589	912	49		+++	++	++	*n*	+	++++	++++	*n*
		3,15	41	494	*n*		*n*	*n*	++	++	*n*	++++	++++	*n*
		1,60	165	637	*n*		*n*	*n*	++	++	*n*	++++	++++	*n*
		0,63	150	490	*n*		*n*	*n*	++	++	*n*	++++	++++	*n*
536	2 845—	0,50	353	650	*n*		*n*	*n*	++	++	*n*	++++	++++	*n*
	2 850	<0,50	312	437	*n*		*n*	*n*	++	++	*n*	++++	++++	*n*
		3,15	61	783	*n*		++	++	*n*	*n*	*n*	++++	*n*	*n*
		1,60	1 238	970	*n*		++	++	*n*	*n*	*n*	++++	*n*	*n*
		0,63	468	468	*n*		++	++	*n*	*n*	*n*	++++	*n*	*n*
543	2 880—	0,50	428	611	*n*		++	++	*n*	*n*	*n*	++++	*n*	*n*
	2 885	<0,50	306	695	*n*		++	++	*n*	*n*	*n*	++++	*n*	*n*
		3,15	549	754	161		+++	+	+	*n*	++++	++++	+++	*n*
		1,60	249	494	*n*		+++	+	+	*n*	++++	++++	++	*n*
		0,63	476	490	*n*		+++	+	+	*n*	++++	++++	++	*n*
552	2 925—	0,50	593	622	37		+++	+	+	*n*	++++	++++	++	*n*
	2 930	<0,50	817	758	44		+++	+	+	*n*	++++	++++	++	*n*

Prima presupune contaminarea prin ingerință, fiind produsă de corpurile străine ce posedă semnal RES propriu și se regăsesc în detritus după îndepărtarea fluidului de foraj; are ca sursă fragmentele de detritus din fronturile anterior deschise, granulele de cărbune din produsele EXTRACT BAZIC, INHIB, fragmentele de vopsea, de material de blocare, particulele de rugină și de fier desprinse din utilajul de foraj, hematita din silvinită.

Cea de-a doua cale este contaminarea chimică, produsă de componentele dizolvate sau dispersate din fluidul de foraj. Datorită fenomenului de filtrare, fluidele din porii rocilor sînt înlocuite parțial sau total de filtratul fluidului de foraj. Uscarea probelor, în vederea analizei, conduce la înglobarea produselor dizolvate — humați, tanați, lignosulfonați etc. — în eșantionul de detritus. Cum acestea posedă, în stare solidă, semnal RES propriu, prezența lor poate afecta intensitatea semnalului kerogenului.

Contaminarea prin ingerință afectează toate speciile paramagnetice descrise, în timp ce contaminarea chimică este specifică kerogenului. Evaluarea contribuției fiecărui agent poluant este o activitate laborioasă și nu totdeauna posibilă (de exemplu situația cînd în formațiunea geologică traversată și în fluidul de foraj se găsesc substanțe ce posedă aceleași specii paramagnetice: în detritus se găsește calcit dopat natural cu Mn^{2+}, iar agentul de îngreunare a fluidului de foraj este carbonatul de calciu, care conține și el impurități de mangan).

Valorificarea semnalelor fierului și manganului este mai dificilă decît a semnalului kerogenului deoarece caracterizarea materiei organice se face numai implicit. Rezultatele ce se obțin dau informații asupra mediului de sedimentare și/sau a transformărilor suferite de matricea minerală în timpul îngropării sedimentelor, pînă în prezent nefiind semnalată existența celor două specii în materia organică sedimentară. Mobilitatea mai mare a acestor specii, comparativ cu kerogenul, creează dificultăți suplimentare în interpretarea rezultatelor, aceasta fiind posibilă numai în contextul geologic general al prospecțiunii. În plus, deși există multe studii RES ce au avut ca obiect de studiu minerale și roci argiloase și carbonatice, niciunul nu este efectuat din perspectiva prospecțiunii petroliere (de exemplu se știe că raportul FeO/Fe_2O_2 este un indicator al condițiilor reducătoare de mediu din timpul depunerii [3; 24], prezența Mn^{2+} fiind asociată tot unor condiții reducătoare [21; 22].

Deoarece pentru prospecțiunea petrolieră semnalul kerogenului este singurul valorificabil imediat, s-a încercat evidențierea contribuției poluării la falsificarea semnalului radicalilor liberi. Pentru contaminarea prin ingerință s-a folosit produsul EXTRACT BAZIC. Plecînd de la premisa că extractul bazic are un anumit spectru granulometric, dacă se face o separare, o clasare granulometrică a detritusului este

Tabelul 3

Granulometria produsului EXTRACT BAZIC

Dimensiunea ochiului sitei, mm	3,15	1,60	0,63	0,50	<0,50
Rest pe sită, %	2,10	5,60	24,70	12,30	55,30

de așteptat ca acesta să se concentreze în fracțiile mai fine (tab. 3).

S-a efectuat separarea pe fracții, folosind un număr de patru site.

S-au înregistrat spectrele pentru toate fracțiile granulometrice, intensitatea semnalului de rezonanță pentru speciile identificate fiind trecută în tabelul 2. La toate speciile se constată o variație a intensității semnalului cu granulația, dar aceasta nu este sistematică. Din tabelul 3 reiese că probele cele mai puțin contaminate ar trebui să fie cele cu granulația mai mare de 3,15 mm; variația intensității semnalului nu reflectă însă acest lucru, existînd și probe pentru care intensitatea semnalului este mai mare în fracția 3,15 mm (probele 141, 281, 505, 552).

O posibilă explicație o constituie fenomenul de aglomerare a detritusului argilos ce conduce la înglobarea granulelor de cărbune în masa eșantionului. Variația parametrilor semnalelor Fe^{3+}, Mn^{2+} și feromagnetismul indică o segregare mineralogică pe fracții (de natură să afecteze reprezentabilitatea eșantionului), dar acest lucru nu s-a putut verifica, în totalitate, prin analiza roentgenografică. Se poate concluziona că poluarea cu EXTRACT BAZIC are un caracter aleator, afectînd preponderent detritusul de dimensiune mică; în cazul rocilor mai dure, pentru care spectrul granulometric este mai omogen, sau mai puțin hidratabile, poluarea afectează, în aceeași măsură, toate fracțiile. Nu este sigură utilizarea în analiză a granulelor mari de detritus datorită posibilității înglobării extractului bazic.

Pentru evaluarea contribuției contaminării chimice s-a simulat contaminarea unor eșantioane de rocă prelevate din carote reprezentînd diverse formațiuni geologice. Compararea spectrelor eșantioanelor poluate cu spectrele celor nepoluate nu indică existența fenomenului de contaminare pentru condițiile de lucru utilizate.

Concluzii

1. Analiza prin intermediul RES a detritusului oferă o imagine complexă a conținutului în specii paramagnetice, informațiile obținute

caracterizînd atît materia organică, cît și interacțiunea detritusului cu utilajele și fluidul de foraj. Caracterizarea materiei organice sedimentare se poate face, explicit, prin intermediul radicalilor liberi din kerogen sau, implicit, cu ajutorul ionilor Fe^{3+} și Mn^{2+} din matricea minerală.

2. Interacțiunile dintre diversele specii paramagnetice prezente și poluarea produsă de fluidul de foraj afectează atribuirea și măsurarea intensității semnalelor, făcînd dificilă obținerea unor rezultate de încredere. Valorificarea lor, în aceste condiții, este posibilă numai calitativ.

Bibliografie

[1] Angel, B. R., Vincent, W. E. J. *Electron spin resonance studies of iron oxides associated with the surface of caolins.* Clays and Clay Minerals, **26**, nr. 4, 1978, 263 — 272.

[2] Angus, J. G., Raynor, J. B., Robson, M. *Reliability of experimental partition coeffieient in carbonate systems: evidence for inhomogeneous distribution of impurity cations.* Chem. Geol., **27**, nr. 3, 1979, 181 — 205.

[3] Braitsch, O. *Salt Deposits, Their Origin and Composition.* Springer-Verlag, New York-Heidelberg-Berlin 1971.

[4] Crăciun, C., Meghea, A. *Electro spin resonance studies of montmorillonites.* Clay Minerals, **20**, 1985, 281 — 290.

[5] Durand, B., Marchand, A., Amiell, J., Combaz, A. *Etudes de kerogens par résonance paramagnétique électronique.* Advances in Organic Geochemistry 1975 (editori CAMPOS, R., GONI, J.), ENADIMSA, Madrid 1977, 753 — 779.

[6] Espitalié, J., Deroo, G., Marquis, F. *La pyrolyse Rock-Eval et ses applications.* Premiére partie. Rev. Inst. Franç. Pétr., **40**, nr. 5, 1985, 563 — 579.

[7] Fubini, B., Stone, F. S. *Investigation of the vaterit e-calcite transformation by ESR spectroscopy using Mn^{2+} ions as a tracer.* J. Matter. Sci., **16**, nr. 9, 1981, 2 438 — 2448.

[8] Hall, P. *The application of electron spin resonance spectroscopy to studies of caly minerals: I. Isomorphous substitutions and external surface properties.* Clay Minerals, **15**, 1980, 321 — 335.

[9] Hall, P., Angel, B. R., Braven, J. *Electron spin resonance and related studies of lignite and ball clay from South Devon, England.* Chem. Geol., **13**, 1974, 97 — 113.

[10] Hunt, J. M. *Petroleum Geochemistry and Geology.* John Freeman Co., San Francisco 1979.

[11] Hwang, P.T.R., Pusey, W. C. *Process for determining hydrocarbon maturity using electron spin resonance.* Brevet S.U.A. nr. 3.740.641, 19 iunie 1973.

[12] Marchand, A., Libert, P., Combaz, A. *Essai de caractérisation physico-chimique de la diagenèse de quelques roches organique biologiquement homogènes* Rev. Inst. Franç. Pétr., **24**, nr. 1, 1969, 3 — 20.

[13] Marchand, A., Libert, P. A., Combaz, A. *Sur quelques critères physico-chimiques de la diagenèse d'un kérogen.* C. R. Acad. Sci. Paris-sèrie D, 266, 1968, 2 316—2 319.

[14] Marchand, A. *La resonance paramagnétique électronique (R.P.E.), sa mise en oeuvre pour l'étude des kérogèns.* Bull. Centre Rech. Pau-SNPA, **10**, nr. 1, 253 — 266.

[15] Marchand, A., Conard, J. *Electron paramagnetic resonance in kerogen studies.* Kerogen (editor DURAND, B.), Editions Technip, Paris 1980, 243 — 270.

[16] McBride, M., Pinnavai, T. J., Mortland, M. *Electron spin relaxation and the mobility of manganese (II) exchange ions in smectites.* Amer. Miner. **60**, 1975, 66 — 72.

[17] McBride, M., Pinnavai, T. J., Mortland, M. *Perturbation of structural Fe^{3+} in smectites by exchange ions.* Clays and Clay Minerals, **23**, 1975, 103 — 107.

[18] Meghea, A., Crăciun, C. *Caracterizarea unor caolinuri prin spectroscopie electronică în reflexie.* Materiale de construcții, sub tipar.

[19] Mestdagh, M. M., Vielvoye, L., Herbillon, A.J. *Iron in kaolinite: the relationship between kaolinite crystallinity and iron content.* Clay Minerals, **15**, 1980, 1—13.

[20] Monin, J. C., Durand, B., Vandenbroucke, M., Huc, A. Y. *Experimental simulation of the natural transformation of kerogen.* Advances in Organic Geochemistry, 1979 (editori DOUGLAS, A. G., MAXWELL, J. R.), Pergamon Press, Oxford 1980, 517 — 529.

[21] Pârvu, G., Vinogradov, C., Pauliuc, S., Preda, I. *Petrologia aplicată a rocilor carbonatice sedimentare.* Ed. Academiei R.S.R., București, 1979.

[22] Rădulescu, D., Anastasiu, N. *Petrologia rocilor sedimentare.* Ed. didactică și pedagogică, București, 1979.

[23] Robert, P. *Etude pétrographique des matiéres organiques insolubles par la mesure de leur pouvoir réflecteur. Contribution à l'éxploration pétrolière et à la connaissance des basins sédimentaires.* Rev. Inst. Franç. Pétr., **26**, nr. 2, 1971, 105 — 135.

[24] Ronov, A. B., Khlebnikova, Z. V. *Chemical composition of the principal genetic types of clays.* Geokhimiya, 1957, 449 — 469.

[25] Sauvan, P., Chennaux, G. *Modifications geochimiques subies par des deblais au cours de forage.* Bull. Centre Rech. Pau-SNPA, **9**, nr. 2, 1975, 391 — 404.

[26] Shibaoka, M., Steven, J. R. *Characterization of kerogens by electron spin resonance.* Fuel, **56**, oct., 1977, 458 — 459.

[27] Sifert, B., Rioche, D., Ferret, J. Ci. *Analyse thermique differential et reperage des hidrocarbures dans les deblais de forage.* Bull. Centre Rech. Exp. Prod. Elf-Aquitaine, **3**, nr. 1, 1979, 299 — 309.

[28] Tissot, B., Welte, D. H. *Petroleum formation and occurenee.* Springer-Verlag, New York-Heidelberg-Berlin, 1978.

[29] Villey, M., Estrade-Szwarckopf, H., Conard, J. *Simulation thermique de l'évolution diagénétique des kérogènes: étude par RPE.* Rev. Inst. Franç. Pétr., **36**, nr. 1, 1981, 3 — 16.

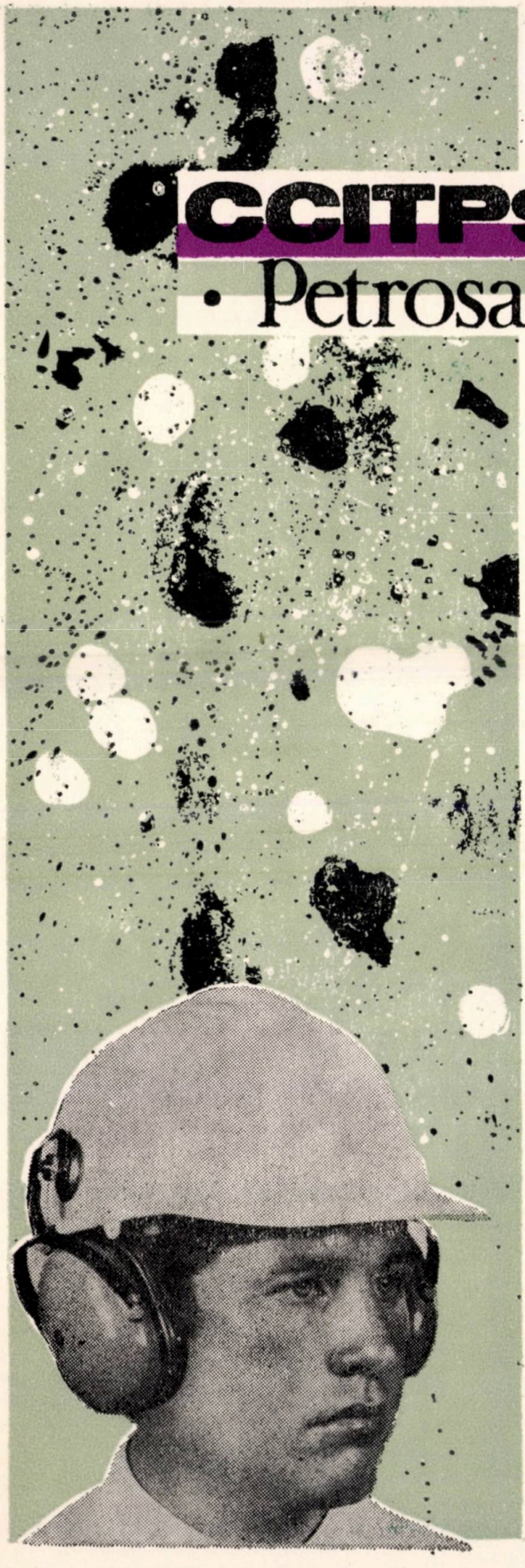
Revista MINE, PETROL și GAZE este editată de Oficiul de informare documentară pentru industria minieră București, Calea Victoriei 220, sector I, cod 71104 C.P. 22—146, telefon 59.29.75
Tiparul: Întreprinderea poligrafică „Informația", str. Brezoianu nr. 23—25, București, c. 2053

Prețul 13 lei/exemplar

Grafica: A. Socaciu

c. 2053

43 103



CENTRUL DE CERCETARI, INGINERIE TEHNOLOGICA SI PROIECTARI PENTRU SECURITATE MINIERA **execută cercetări fundamentale şi aplicative în domeniile:**

CCITPSM
· Petrosani ·

- **aeraj şi climatizarea minelor, ventilaţie industrială;**
- **prevenirea şi combaterea pericolului acumulărilor de metan, a altor gaze şi pulberi explozive sau toxice, fenomene gazodinamice;**
- **tehnologia lucrărilor de împuşcare, materiale explozive;**
- **asigurarea condiţiilor de mediu la locurile de muncă - combaterea prafului, a zgomotului şi vibraţiilor;**
- **prevenirea şi combaterea focurilor endogene;**
- **normative, cauzalitatea accidentelor;**
- **materiale de propagandă de protecţie a muncii (afişe, broşuri, diafilme);**
- **psihologia muncii în industria minieră;**
- **electrosecuritatea în industria minieră;**
- **verificarea şi atestarea protecţiei antiexplozive;**
- **pericolul încărcării electrostatice;**
- **instalaţii de automatizare, telecomunicaţii, telecontrol, metanometre pentru industria minieră;**
- **prevenirea, detectarea şi combaterea incendiilor;**
- **combaterea poluării atmosferei de către industria minieră;**
- **analize fizico-chimice, verificări, avizări privind parametrii de securitate, expertize tehnice, asistenţă tehnică de specialitate;**
- **salvare minieră.**

MINISTERUL MINELOR

intreprinderea de piese de schimb, reparaţii utilaje şi echipamente electrotehnice miniere petroşani

PRODUCE : CUTIE DE RAMIFICATIE MODULARA

SE UTILIZEAZA IN INSTALATIILE TELEGRIZUMETRICE PENTRU REALIZAREA CONEXIUNILOR PE TRONSOANELE PRINCIPALE DE CABLURI CU NUMAR MARE DE CONDUCTOARE.

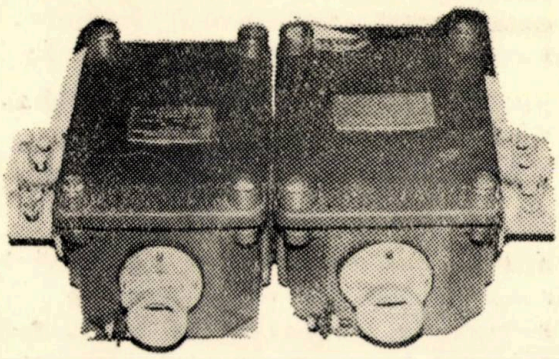
In principiu, un modul se compune dintr-o cutie de tablă închisă etanş cu un capac din tablă ambutisată. In interior este prevăzut cu un şir de cleme. Racordarea cablurilor se face prin introducătoare de cablu. Cutiile se pot cupla formînd şiruri de cutii.

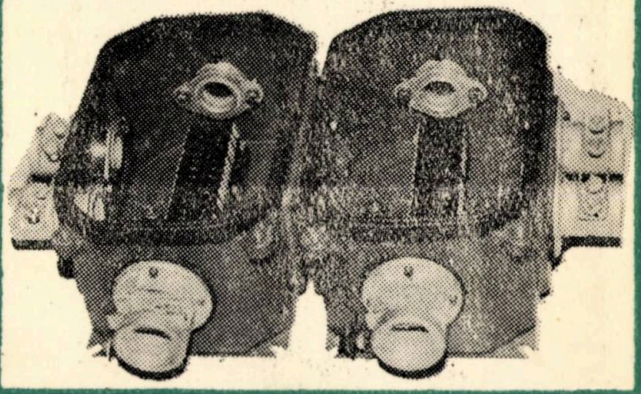
CARACTERISTICI TEHNICE:

- dimensiuni de gabarit: 270x222x117 mm;
- introducătoare: 6 bucăţi;
- circuite de racordare: 15 bucăţi;
- modul de protecţie: Exil;
- grad de protecţie normală: IP 54;
- masa informativă: 4 kg.

1900 MAJ = 4

IPSRUEEM PETROSANI
str. Luncă nr. 115
tel. 44902, 43962, 44462
interior 120, telex 032814.





E 1445

MINE
PETROL
GAZE

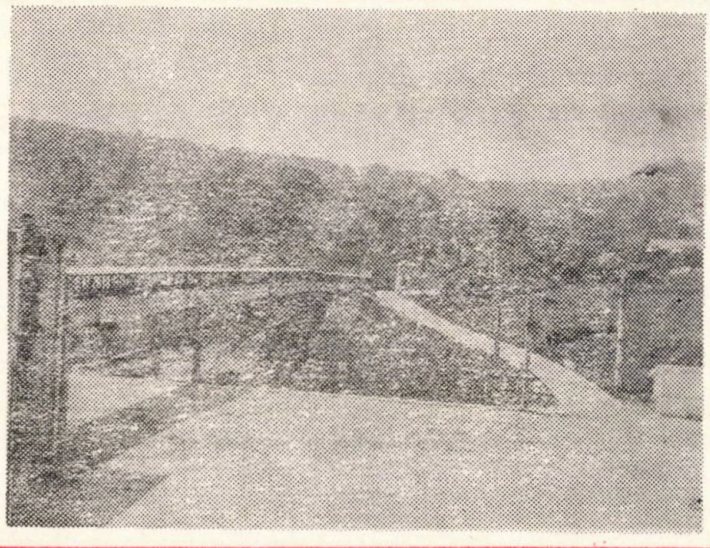
BUCUREŞTI – ROMÂNIA ★ Vol. 39, aprilie 1988

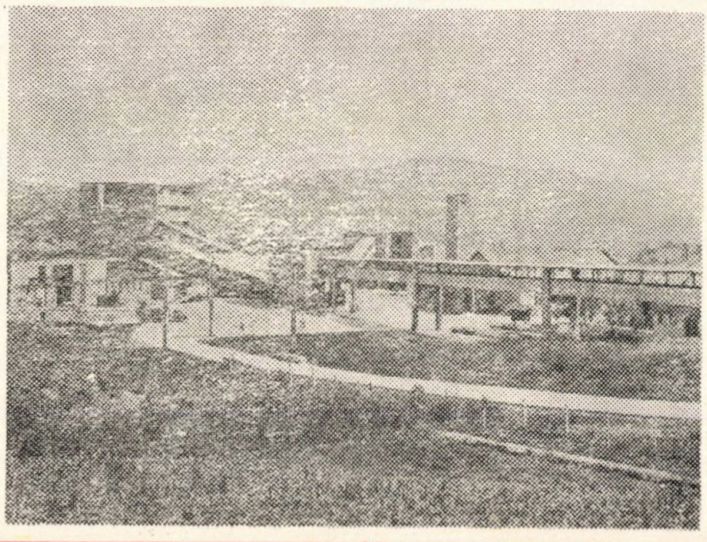
4

SALINA OCNA DEJ

SALINA OCNA DEJ livrează beneficiarilor interni şi externi:

- SARE BULGARI: 3-50 kg; 0-50 kg;
- SARE IN VRAC (industrială) cu granulaţie 0-2; 0-10; 2-15 mm;
- SARE AMBALATA în saci (de hîrtie şi polietilenă) de cîte 50 kg;
- SARE MARUNTA: 0-2 mm, 99% NaCl;
- SARE MARUNTA IODATA: 0-2 mm, 99% NaCl;
- SARE FINA: 0,1-1 mm, 99,2% NaCl;
- SARE AMBALATA în pungi de polietilenă iodată de cîte 1 kg.





MINISTERUL MINELOR
Centrala Sării şi Nemetaliferelor Bucureşti
Intreprinderea SALINA OCNA DEJ
Jud. Cluj, str. Salinei nr. 6, cod 4651, telefon 13206, 12173

MINE, PETROL ŞI GAZE

ORGAN AL MINISTERULUI MINELOR ŞI AL MINISTERULUI PETROLULUI

ANUL XXXIX

Nr. 4 1988

CUPRINS

Fodor, D., Georgescu, M., Zaporojan, M. **Extragerea cu explozivi în cariere** 161

Muste, I. **Energia gravitaţională şi aplicaţiile ei în minerit (II)** . 178

Casavela, V. **O metodă eficientă de analiză a circuitelor electrice utilizate în minerit** 192

Tocan, I. **Debitul de lichid şi procentul de impurităţi lichide la o sondă productivă care traversează şi un strat de apă neizolat** 197

Stan, Al.D., Tudor, I., Stoianovici, D. **Alunecarea exactă la pompele de adîncime (II)** . . . 203

COLEGIUL DE REDACŢIE

Preşedinte: ing. **Vasile-Gheorghe Scripăţ-Florescu**; *vicepreşedinţi:* dr. ing. **Gheorghe Aldea** şi ing. **Traian Cojocaru**; *membri:* ing. **Teodor Boru**, ing. **Gheorghe Boteanu**, ing. **Alexandru Butac**, ing. **Minea Ene**, prof. dr. ing. **Dumitru Fodor**, dr. ing. **Iancu Geangălă**, ing. **Gheorghe Giuclea**, ing. **Ion Gâf-Deac**, dr. ing. **Mircea Guran**, ing. **Ion Mărăscu**, ing. **Ion Mitrea**, dr. ing. **Florea Neagu**, ing. **Nicolae Pantilie**, ing. **Mircea Refec**, ing. **Aurel Sandu**, dipl. univ. **Elena Vrânceanu**, *redactor.*

REZUMATE

C.Z. 622.235 : 622.271

Fodor, D., Georgescu, M., Zaporojan, M. *Extragerea cu explozivi în cariere*

În articol se face o prezentare a principalelor aspecte ale extragerii rocilor tari în cariere prin lucrări de perforare şi împuşcare, se fundamentează modul de alegere a explozivilor necesari derocărilor şi se prezintă metodologia de calcul al parametrilor lucrărilor de împuşcare, în baza experienţei cîştigate în urma cercetărilor şi experimentărilor realizate într-o serie de cariere din România.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 4, 1988

C.Z. 528.02: 622.615: 622.62: 794.7

Muste, I. *Energia gravitaţională şi aplicaţiile ei în minerit* (II)

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 4, 1988

C.Z. 621.313/315 (622—83)

Casavela, V. *O metodă eficientă de analiză a circuitelor electrice utilizate în minerit*

Lucrarea se adresează celor interesaţi în studiul amănunţit şi în analiza fenomenologică a circuitelor pasive. Regimul tranzitoriu al acestor circuite este similar cu cel de funcţionare a chopperelor şi invertoarelor larg utilizate în electronica de putere în întreprinderile miniere.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 4, 1988

C.Z. 622.276.5

Tocan, I. *Debitul de lichid şi procentul de impurităţi lichide la o sondă productivă care traversează şi un strat de apă neizolat*

După prezentarea metodologiei de aplicare a procedeului de lucru, analiza este efectuată ilustrînd numeric două situaţii, şi anume: presiunea în stratul de apă este mai mare decît presiunea în stratul de ţiţei (cazul 1) şi invers (cazul 2).

Sînt prezentate curbele de comportare rezultante cu privire la aflux, de tipul $Q = Q(p_f)$, şi curbele tipice de variaţie a procentului de impurităţi în funcţie de debitul total şi de presiune, menţionînd concluziile concrete care decurg în fiecare din cele două cazuri analizate.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 4, 1988

C.Z. 622.276.53

Stan, Al. D., Tudor, I., Stoianovici, D. *Alunecarea exactă la pompele de adîncime (II)*

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 4, 1988

CONTENTS

C.Z. 622.235: 622.271

Fodor, D., Georgescu, M., Zaporojan, M. *The blasting method in open pits*

The article presents the main aspects of mining the hard rocks in open pits by drilling and blasting as well as the way in which the necessary explosive are chosen; the methodology for the calculation of the blasting parameters, following the experience gained by research work and experiments carried out in a number of Romanian open pits is also presented.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 4, 1988

C.Z. 28.02.622.615:622.62:622.794.7

Muste, I. *The gravitational energy and its application in mining (II)*

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 4, 1988

C.Z. 621.313/315 (222—83)

Casavela, V. *An effective method for the analysis of electrical circuits in the mining industry*

The article is meant for those interested in a detailed study and phenomenological analysis of passive circuits. The transitory regime of these circuits is similar to those of choppers and invertors, widely used in the power electronics of mining exploitations.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 4, 1988

C.Z. 622.276.5

Tocan, I. *The liquid flow and liquid contaminants percentage at a productive well, which crosses an unisolated water layer*

After presenting the methodology for the application of the work method, the analysis is carried out by illustrating two situations, that is: when the pressure in the water layer is higher than in the oil layer (case 1) and the opposite (case 2). The behaviour regarding the inflow (of the type $Q = Q(p_f)$, as well as the specific curves for the variation of the contaminants percentage depending on the total flow and pressure are presented, the concrete conclusions, which follow from the two analyse cases are mentioned.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 4, 1988

C.Z. 622·276.53.

Stan, Al. D., Tudor, I., Stoianovici, D. *The precise sliding in depth pumps (II)*

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 4, 1988

СОДЕРЖАНИЕ

C.Z. 622.235: 622.271

Фодор, Д., Джорджеску, М., Запорожан, М. *Добыча твёрдых пород в карьерах буровзрывными работами*

В статье представлены главные вопросы разработки твёрдых пород в карьерах буровзрывными работами, основывается способ выбора соответствующих взрывных материалов и описана методика расчёта параметров взрывных работ, на основе опыта, исследования и экспериментов, проведенных во многих карьерах Румынии.

Ключевые слова: добыча, твёрдые породы, буровзрывные работы, карьер, способ, опыт, исследования.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 4, 1988

C.Z. 528.02: 622.615: 622.62: 622.794.7

Мусте, И. *Гравитационная энергия и её применения для горного дела* (II)

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 4, 1988

C.Z. 621.313/315 (622.—83)

Касавела, В. *Эффективный метод для анализа электрических цепей, использованных в угольной промышленности*

Статья обращается к специалистам, интересованным подробным изучением и анализом пассивных цепей. Переходный режим этих цепей похож на режим работы чёпперов и инверторов, широко используемых в силовой электронике угольных предприятий.

Ключевые слова: метод, анализ, электрические цепи, угольная промышленность, угольные предприятия.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 4, 1988

C.Z. 622. 276: 5

Токан, И. *Дебит жидкости и процент жидких примесей на продуктивной скважине, которая переходит неизолированный водяной пласт*

После представления методики применения рабочего способа, произведен анализ числовым иллюстрированием двух положений: давление в водяном пласте больше давления в нефтяном пласте (I случай) и обратно (II случай).

Представлены результирующие кривые поведения притока типа $Q=Q(p_f)$ и типичные кривые изменения процента примесей в зависимости от общего дебита и давления, а также конкретные выводы, вытекающие из каждого из двух изученных случаев.

Ключевые слова: дебит, жидкость, нефтяной пласт, давление, выводы.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 4, 1988

C.Z 622.276.53

Стан, Ал. Д., Тудор, И., Стоянович, Д. *Точное скольжение на глубинные насосы (II)*

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 4, 1988

SOMMAIRE

C.Z. 622.235: 622.271

Fodor, D., Georgescu, M., Zaporojan, M. *L'extraction a l'aide des explosifs dans les carrières*

Dans l'article on présente les principaux aspects de l'extraction des roches dures dans les carrières par des travaux de perforation et tir, on fondamente le mode de choix des explosifs nécessaire à l'abattage et on présente la méthodologie de calcul des paramètres des travaux de tir, en base de l'experience gagnée à la suite des recherches et expériments réalisés dans une série de carrières de Roumanie.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 4, 1988

C.Z. 528.02: 622.615: 622.62: 622.794.7

Muste, I. *L'energie gravitationelle et ses applications dans l'industrie minière* (II)

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 4, 1988

C.Z. 621.313/315 (622-83)

Casavela, V. *Une méthode éfficiente d'analyse des circuits électriques utilisés dans l'industrie minière*

L'ouvrage est déstiné à tous ceux interessés dans l'étude détaillé et dans l'analyse phénoménologique des circuits passifs. Le régime transitoire de ces circuits est similaire à celui de fonctionnement des choppers et des oscillateurs amplement utilisés dans l'électronique de puissance dans les entreprises minières.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 4, 1988

C.Z. 622.276.5

Tocan, I. *Le débit de liquide et le pourcentage d'impuretés liquides dans un puits productif qui traverse une couche d'eau non-isolée*

Après la présentation de la méthodologie d'application du procédé de travail on fait une analyse en donnant des exemples numériques pour deux situations: la pression dans la couche d'eau est plus grande que la pression dans la couche de huile (le cas I) et invers (le cas 2). On présente les courbes de comportement résultées concernant l'afflux, de type $Q = Q(p_f)$ et les courbes typiques de variation du pourcentage des impurités en fonction du débit total et de la pression, en mentionant les conclusions concrètes qui dérivent dans chaqu'un des cas analysés.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 4, 1988

C.Z. 622.276.53

Stan, Al. D., Tudor, I., Stoianovici, D. *Le glissment exacte au pompes de fonçage (II)*

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 4, 1988

INHALT

C.Z. 622.235: 622.271

Fodor, D., Georgescu, M., Zaporojan, M. *Das Sprengverfahren im Tagebau*

In dem Artikel werden die Hauptaspekte der Gewinnung der harten Gesteine in Tagebauen durch Bohrungs- und Sprengarbeiten vorgestellt, die Wahlweise der zur Ablösung der Gesteine notwendigen Sprengstoffe wird begründet und die Rechnungsmethodologie der Parameter der Sprengarbeiten, auf Grund der als Folge der Forschungen und Erprobungen in einigen Tagebauen der S. R. Rumänien gewonnenen Erfahrung wird dargestellt

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 4, 1988

C.Z. 528.02: 622.615: 622.62: 622.794.7

Muste, I. *Die Schwerenergie und ihre Anwendungen im Bergbau* (II)

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 4, 1988

C.Z. 621.313/315 (622—83)

Casavela, V. *Eine wirksame Analysenmethode der im Bergbau angewendeten elektrischen Kreise*

Die Arbeit betrifft die ausführliche Forschung und die phänomenologische Analyse der passiven Stromkreise. Der Übergangsbetrieb dieser Stromkreise ist ähnlich dem Betrieb der Zerhacker und der Umschalter, welche in der Kraftelektronik der Bergwerke angewendet werden.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 4, 1988

C.Z. 622.276.5

Tocan, I. *Die Flüssigkeitsdurchflussmenge und der Anteil an flüssigen Unreinigkeiten bei einer produktiven Bohrung welche eine ungesperrte Wasserschicht durchführt*

Nach der Vorstellung der Anwendungstechnologie des Arbeitsverfahrens werden numerische Beispiele für zwei Situationen überprüft: der Druck in der Wasserschicht ist höher als der in der Erdölschicht (1. Fall) und umgekehrt (2. Fall.) Vorgestellt werden die sich ergebenden Verhaltenkurven des Typs $Q = Q\ (p_f)$, und die typischen Schwankungskurven der Unreinigkeitsanteile, von der gesamten Durchflussmenge und dem Druck abhängend, mit den aus den zwei untersuchten Fallen hervorgehenden konkreten Schlussfolgerungen.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 4, 1988

C.Z. 622.276.53

Stan, Al. D., Tudor, I., Stoianovici, D. *Die genaue Gleitung der Tiefpumpen (II)*

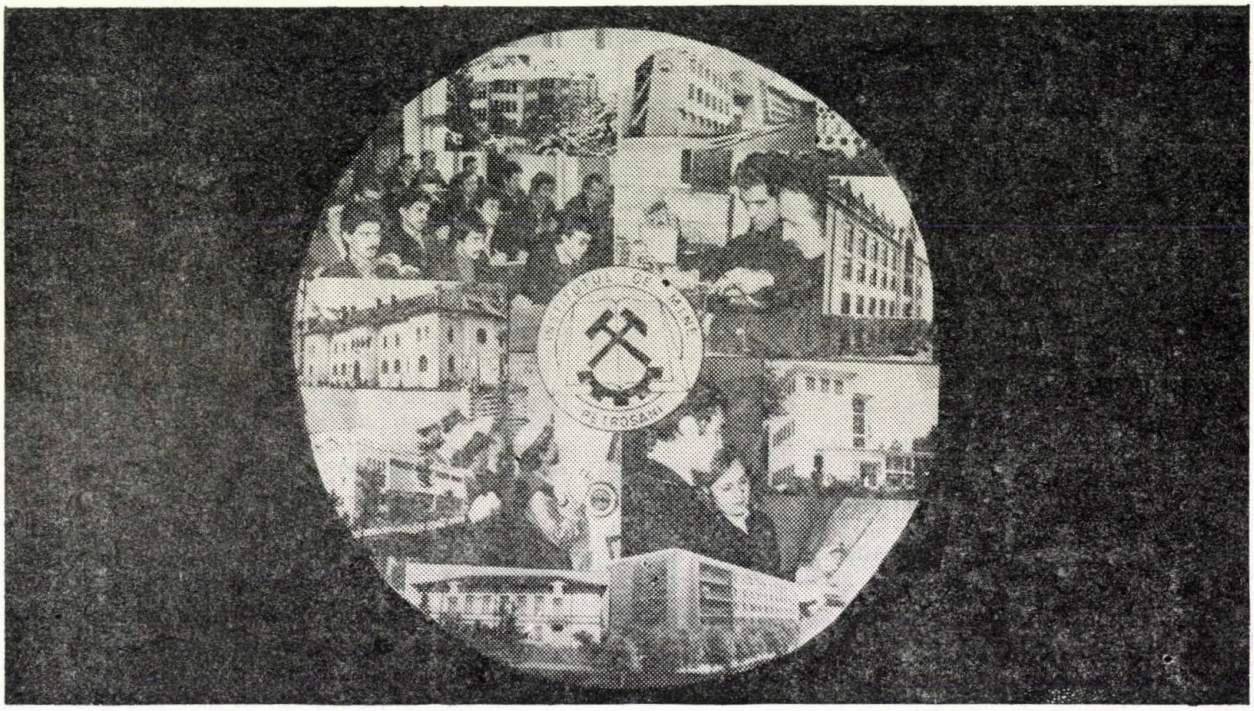
Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 4, 1988

Revista MINE, PETROL şi GAZE este editată de Oficiul de informare documentară pentru industria minieră
Bucureşti, Calea Victoriei 220, sector I, cod 71104, C.P. 22—146, telefon 59.29.75
Tiparul: Întreprinderea Poligrafică „Informaţia", str. Brezoianu nr. 23—25, Bucureşti, c. 2098
Preţul 13 lei/exemplar
Grafica: A. Socaciu

INSTITUTUL DE MINE PETROSANI

Str. Institutului nr. 20

ORGANIZEAZA CONCURS DE ADMITERE LA



FACULTATEA DE MINE

INGINERI - profil mine
- cursuri de zi - cu durata de 5 ani (specializările: mine* și exploatări miniere la zi);
- cursuri serale - cu durata de 6 ani (specializările: mine* și exploatări miniere la zi.

*din anul III (IV) se poate opta pentru grupele de aprofundare:
- prepararea și valorificarea substanțelor minerale utile;
- topografie minieră.

SUBINGINERI - profil mine
- cursuri serale - cu durata de 4 ani (specializările: mine, exploatări miniere la zi, topografie minieră).

LA ACEASTA FACULTATE 90% din locurile planificate vor fi ocupate numai de candidați băieți.

FACULTATEA DE MASINI SI INSTALATII MINIERE

INGINERI - profil mecanic
- cursuri de zi - cu durata de 5 ani (specializare mașini și instalații miniere);
- cursuri serale - cu durata de 6 ani (specializarea mașini și instalații miniere).

SUBINGINERI - profil electric
- cursuri serale - cu durata de 4 ani (specializarea electromecanică tehnologică minieră).

LA INSCRIERE, PREMERGATOR PROBELOR SCRISE, CANDIDATII EFECTUEAZA O VIZITA MEDICALA SPECIALA SI SUSTIN PROBELE DE REZISTENTA FIZICA, AMBELE FIIND ELIMINATORII.

DISCIPLINELE DE CONCURS:

CURSURI DE INGINERI

FACULTATEA DE MINE
- Algebră și Elemente de analiză matematică - scris;
- Geometrie plană și în spațiu și Trigonometrie - scris;
- Fizică (mecanică moleculară, căldură, electricitate) - scris.

FACULTATEA DE MASINI SI INSTALATII MINIERE
- Algebră și Elemente de analiză matematică - scris;
- Geometrie plană și în spațiu și Trigonometrie - scris;
- Fizică (mecanică moleculară, căldură, electricitate) - scris.

CURSURI DE SUBINGINERI

FACULTATEA DE MINE
- Algebră, Geometrie plană și Trigonometrie - scris;
- Fizică (mecanică, electricitate) - scris.

FACULTATEA DE MASINI SI INSTALATII MINIERE
- Algebră, Geometrie plană și Trigonometrie - scris;
- Fizică (mecanică, electricitate) - scris.

In fiecare an se fac CURSURI DE PREGATIRE între 1 octombrie și 30 iunie.
PROGRAMUL CURSURILOR DE PREGATIRE este afișat la Institut.
Alte date, programele disciplinelor și manualele ghid pentru concursul de admitere se găsesc în revista "Forum" nr.2 și 4 1988.
Informații suplimentare la telefon: 457/42580, 42581, interior 146 (Facultatea de mine) și 122 (Facultatea de mașini și instalații miniere).

INSTITUTUL DE MINE ASIGURA PERFECTIONAREA PREGATIRII ABSOLVENTILOR PRIN:

CURSURI DE PERFECTIONARE PENTRU CADRELE DIDACTICE DIN SCOLILE PROFESIONALE SI LICEE, IN DOMENIILE MINIER SI MECANIC.

CURSURI POSTUNIVERSITARE PENTRU CEI DIN PRODUCTIE LA SPECIALIZARILE:
- "MECANIZAREA MINELOR, AERAJUL MINEI SI PROTECTIA MUNCII IN MINA"
- "PREPARAREA SI VALORIFICAREA SUBSTANTELOR MINERALE UTILE"

DOCTORANTURA LA SPECIALIZARILE:
- MINE, MASINI, INSTALATII SI ELECTROMECANICA MINIERA;
- TOPOGRAFIE, GEODEZIE SI FOTOGRAMETRIE;
- METALURGIA METALELOR NEFEROASE SI PREPARAREA MINEREURILOR;
- INGINERIA PROCESELOR DE PRODUCTIE;
- MASINI, APARATE SI ACTIONARI ELECTRICE;
- ELECTROENERGETICA.

Extragerea cu explozivi în cariere

Prof. dr. ing. **D. Fodor**
șef lucr. dr. ing. **M. Georgescu**
Institutul de Mine Petroșani

Dr. ing. **M. Zaporojan**
Centrul de cercetări, inginerie tehnologică și proiectări
pentru securitate minieră Petroșani

I. Introducere

Necesitățile din ce în ce mai mari de materii prime minerale ale economiei naționale impun sarcini deosebite industriei miniere referitoare la dezvoltarea și extinderea actualelor unități miniere, introducerea în circuitul economic a noi zăcăminte metalifere cu conținuturi mai scăzute sau mai greu exploatabile, creșterea producției de cărbune cocsificabil și energetic, modernizarea și perfecționarea utilajelor miniere etc.

Exploatarea la zi, datorită avantajelor pe care le are, a cunoscut în România în ultimele două-trei decenii un salt cantitativ și calitativ spectaculos.

O trecere în revistă a etapelor parcurse de exploatarea la zi, de la metodele și tehnologiile rudimentare aplicate la exploatările din Ghelar, Teliuc, Ocna de Fier, Iacobeni, Delinești ș.a., în perioada premergătoare naționalizării, pînă la realizările tehnice și tehnologice competitive pe plan mondial din prezent în carierele din bazinele miniere ale Olteniei, din Banat, M-ții Apuseni, M-ții Călimani etc., ilustrează progresul obținut în acest domeniu deosebit de important pentru dezvoltarea de ansamblu a economiei naționale.

Realizarea acestui salt nu a fost posibilă fără o sincronizare perfectă a cercetării și proiectării cu producția, utilizării din plin, oportun și curajos, a metodelor moderne de cercetare și poiectare, organizare și planificare.

Prezenta lucrare constituie o mică parte din aportul cercetătorilor și proiectanților români la dezvoltarea tehnologică și la introducerea progresului tehnic într-una din ramurile prioritare ale economiei românești — mineritul. Ea se referă la cîteva din problemele a căror rezolvare eficientă interesează specialiștii care se ocupă de carierele ce extrag roci tari și foarte tari de pe teritoriul țării noastre.

În condițiile tehnicii actuale, extragerea acestor roci se realizează, aproape în exclusivitate, prin lucrări de forare-împușcare, a căror eficiență este determinată—în primul rînd — de mărimea parametrilor amplasării și distribuirii încărcăturilor de exploziv în masiv.

Deși „Normele de protecție a muncii în exploatările miniere la zi" dau breviare pentru calculul acestor parametri, rezultatele obținute la diferite cariere din țară vin, în unele cazuri, în contradicție cu actuala metodologie, în special privind valorile liniei de rezistență la talpă și consumul specific de exploziv, avînd repercusiuni asupra distanței de împrăștiere a materialului derocat și a cantității de supragabariți.

Indiferent de procedeul de lucru cu explozivi, aplicat în exploatările la zi, trebuie avută în vedere realizarea următoarelor cerințe: prin împușcare să se obțină o granulație cît mai uniformă a rocilor, care să nu depășească anumite dimensiuni prestabilite; ruperea și surparea rocii să se producă după anumite plane pe înălțimea și lungimea frontului de lucru respectiv; obținerea unei berme fără pinteni și praguri; efectul seismic al exploziilor asupra masivului și deci asupra clădirilor tehnice, civile și a altor construcții din jurul carierei să fie minim; volumul masivului mărunțit prin împușcare să asigure funcționarea, în deplină siguranță și fără întrerupere, a utilajelor de încărcare și transport etc.

Pentru a rezolva eficient aceste probleme, autorii au acționat în următoarele direcții: inventarierea procedeelor de împușcare utilizate și analiza rezultatelor obținute în urma împușcărilor; analiza metodelor de calcul al parametrilor lucrărilor de împușcare; studierea posibilităților de cercetare a interdependențelor dintre acești parametri și caracteristicile fizico-mecanice ale rocilor și cele termodinamice ale explozivilor utilizați; elaborarea unor metodologii de calcul al parametrilor lucrărilor de împușcare.

Problemele menționate și concluziile obținute în urma cercetărilor efectuate sînt redate pe larg în cele ce urmează.

II. Procedee de extragere cu explozivi

În funcție de natura rocilor necesar de dislocat, de morfologia terenului, de tehnica de lucru avută la dispoziție, precum și de mărimea elementelor geometrice ale fronturilor de lucru, derocarea cu ajutorul explozivilor se face, în mod obișnuit, prin amplasarea acestora în găuri de mină, găuri de sondă, camere de minare sau combinat, folosind găuri de sondă și camere

de minare. Ocazional, funcție de situația locală, se mai practică și derocarea cu explozivi amplasați în crăpăturile existente în masiv sau aplicate pe blocurile situate pe taluzuri și berme.

În cariere, procedeul de împușcare cu găuri de mină se utilizează pentru derocarea treptelor de înălțime mică (fig. 1), corectarea fronturilor de lucru, spargerea blocurilor-supragabarit și extragerea, în carierele de materiale de construcții, a blocurilor cu forme geometrice regulate. Modul de amplasare a găurilor de mină, dimensiunile, precum și înclinarea acestora se stabilesc în funcție de configurația terenului și destinația lucrărilor de împușcare.

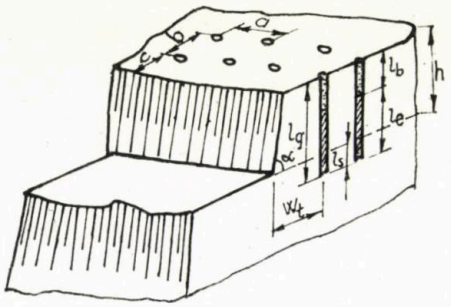


Fig. 1. Extragerea treptelor de înălțime mică cu explozivi amplasați în găuri de mină: w_t — linia de rezistență la talpă; a — distanța dintre găuri; b — distanța dintre rînduri; h — înălțimea treptei; l_g — lungimea găurii; l_s — lungimea subadîncirii; l_e — lungimea încărcăturii; l_b — lungimea burajului; α — înclinarea taluzului.

Procedeele de împușcare cele mai des uzitate la efectuarea lucrărilor de împușcare în cariere sînt cele cu găuri de sondă și camere de minare.

În ceea ce privește împușcarea cu explozivi amplasați în găuri de sondă (fig.2), este menționată existența a două direcții distincte : una europeană și alta americană.

În mineritul european, datorită densității mari de aglomerări urbane și rurale în vederea protejării acestora, a fost necesară utilizarea unor cantități reduse de explozivi pentru efectuarea împușcărilor în cariere. Ca urmare, s-a generalizat procedeul de împușcare cu explozivi puternici, brizanți, amplasați în găuri de sondă cu diametru mic (75 — 150 mm), în condițiile unor trepte de înălțime relativ mare (20 — 30 m).

Împușcarea cu explozivi amplasați în găuri de sondă cu diametru mare (200 — 350 mm) s-a dezvoltat cu precădere în mineritul american, trecerea la folosirea unor astfel de diametre justificînd posibilitatea utilizării unor încărcături mari de amestecuri explozive simple pentru efectuarea împușcărilor în cariere. Procedeul de lucru cu găuri de sondă de diametru mare, în condițiile derocării unor trepte de înălțime mică (10 — 20 m), a fost preluat și în multe alte țări. Eforturile întreprinse în vederea îmbunătățirii și diversificării mijloacelor de inițiere și de realizare a intervalului de întîrziere la declanșarea exploziei încărcăturilor din găuri au permis extinderea procedeului de împușcare

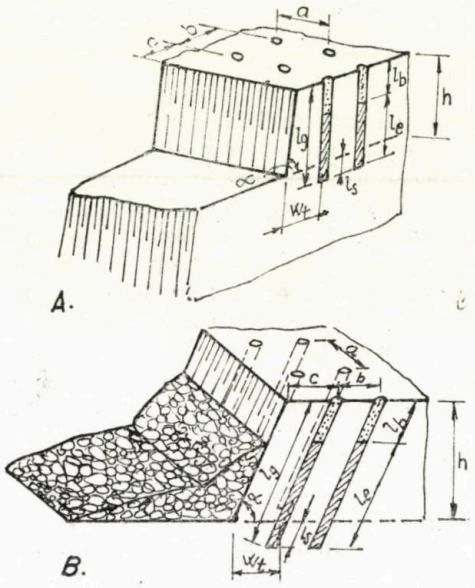


Fig. 2. Extragerea treptelor cu explozivi amplasți în găuri de sondă: A — găuri de sondă verticale; B — găuri de sondă înclinate; w_t — linia de rezistență la talpă; a — distanța dintre găurile aceluiași rînd; b — distanța dintre rîndurile de găuri; c — distanța de la marginea bermei superioare la primul rînd de găuri; l_b — lungimea burajului; l_s — lungimea subadîncirii; l_e — lungimea coloanei de explozivi; l_g — lungimea găurii de sondă; α — înclinarea taluzului; h — înălțimea treptei.

cu găuri de sondă de diametru mare și în zonele cu aglomerări urbane și rurale.

Normele de protecția muncii în exploatările miniere la zi admit utilizarea procedeului de împușcare cu camere de minare numai pentru crearea treptelor de lucru, împușcări de retezare a vîrfurilor și realizarea unor platforme de lucru, dacă accesul și funcționarea în siguranță a utilajului de forare nu sînt posibile. Procedeul de împușcare cu camere de minare (fig. 3) este întîlnit atît în varianta cu încărcături concentrate, cît și cu încărcături alungite.

Încărcăturile concentrate (fig.3 *a*) pot fi dispuse în camere, jompuri sau direct în galeria care urmărește frontul de împușcat, după executarea unei lărgiri în zona în care se amplasează explozivul. Pentru a concentra la maximum încărcătura, camerelor li se dă o formă cît mai apropiată de cea cubică. În cazul necesității amplasării unor cantități mari de explozivi, camera poate avea forma de paralelipiped dreptunghiular, cruce, T, L etc., tinzîndu-se spre o concentrare cît

mai mare a încărcăturii. Coeficientul de concentrare M se verifică cu relația:

$$M = \frac{0{,}62\sqrt[3]{V_{cam}}}{R_{cam}} \leqslant 0{,}41,$$

unde:

R_{cam} este distanța de la centrul camerei pînă la cel mai îndepărtat punct al acesteia, m;

V_{cam} — volumul de săpare al camerei de minare, m³;

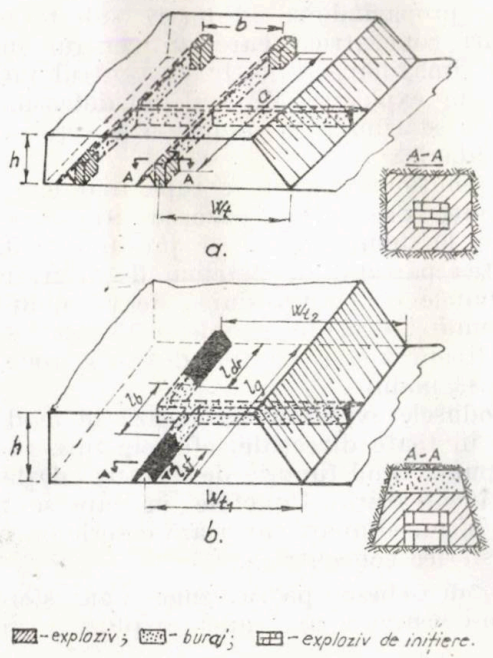
$$V_{cam} = \frac{Q}{\gamma} K_r, \text{ m}^3,$$

în care:

$K_r = 1{,}1 - 1{,}8$ — coeficient care ține seama de volumul efectiv al materialului de inițiere, de izolație și ambalajul explozivului;

Q — greutatea încărcăturii de exploziv din camera de minare, t;

γ — greutatea volumetrică a explozivului întrebuințat, t/m³.



▨ - exploziv; ▩ - burați; ▭ - exploziv de inițiere.

Fig. 3. Extragerea cu explozivi amplasați în camere de minare: *a* — încărcături concentrate; *b* — încărcături alungite.

Camerele de minare se amplasează totdeauna numai în rocă tare, fără fisuri sau crăpături.

Încărcăturile alungite (fig. 3 *b*) se așază direct în galeriile de minare, executate pe întreaga lungime a frontului de împușcat. În cazul încărcăturilor alungite, galeriile se decalează între ele cu o distanță egală cu lățimea secțiunii transversale a acestora. Și în această situație se urmărește modul de distribuire a explozivului, calculîndu-se gradul de umplere a galeriei cu exploziv.

Extragerea cu explozivi amplasați în camere sau galerii de minare este aplicată, în special, la unitățile care exploatează zăcăminte de materiale de construcții și la carierele la care dotarea tehnică nu permite realizarea volumelor necesare de derocat prin procedeul cu găuri de sondă.

III. Calculul parametrilor de împușcare

Realizarea unei împușcări reușite în cariere este condiționată, în principal, de utilizarea unor parametri optimi de împușcare, care să asigure ruperea rocii și detașarea ei din masiv, în funcție de cerințele impuse împușcării.

Ruperea prin explozie este un fenomen complex care depinde de o serie de factori, cei mai importanți fiind:

— caracteristicile fizico-mecanice ale rocilor;

— caracteristicile termodinamice și balistice ale explozivilor utilizați;

— cantitatea de energie explozivă eliberată;

— mărimea încărcăturilor de explozivi și dispunerea acestora în masiv.

Cunoașterea modului în care toți acești factori concură la ruperea rocii prin explozie permite stabilirea, pe baze riguros științifice, a parametrilor lucrărilor de împușcare în cariere.

Mecanismul de rupere a rocilor prin explozie

La o inițiere corespunzătoare a unei încărcături de explozivi, în masa acesteia are loc o reacție de descompunere violentă. În masa explozivului unda detonantă se propagă cu o viteză de 1 500...7 000 m/s. În frontul undei detonante se dezvoltă o presiune de $(5...500)10^5$ kN/m², care se transmite mediului înconjurător sub forma unei unde de șoc, avînd aceeași direcție de propagare ca și unda de detonație.

Cantitatea de energie explozivă transmisă rocii este determinată de caracteristicile fizico-mecanice ale rocilor și de indicele de încărcare cu exploziv a excavației în care se produce explozia. Indicele de încărcare, reprezentînd raportul dintre secțiunea camerei de explozie și secțiunea ocupată de exploziv, reiese că rocii i se transmite valoarea cea mai mare din energia eliberată dacă explozivul umple complet camera de explozie sau, cu alte cuvinte, în cazul unui indice de încărcare unitar. În cazul unui indice subunitar, o mare parte din energia explozivă se consumă pentru comprimarea aerului existent între exploziv și rocă și ridicarea temperaturii acestuia.

La contactul cu roca o anumită parte din unda de șoc se reflectă, iar cealaltă parte se propagă în masiv sub forma unei unde osci-

lante prin intermediul căreia se transmite energia şocului.

În imediata apropiere a încărcăturii (2 ...3 raze ale acesteia), datorită valorilor extraordinar de mari ale presiunii din frontul undei de şoc, comparativ cu rezistenţa la compresiune a rocilor, are loc o sfărîmare avansată a rocii. Pe această distanţă unda de şoc se propagă la valori apropiate cu cele ale vitezei sunetului în roca respectivă.

Mişcarea generală a unei particule din mediul supus derocării se compune din oscilaţii longitudinale şi transversale. Oscilaţiile longitudinale solicită mediul în care se propagă unda la compresiune, iar oscilaţiile transversale solicită acelaşi mediu la tracţiune. La trecerea dintr-un mediu în altul, pe planele de separare, atît undele longitudinale, cît şi cele transversale se reflectă şi refractă, mărimile undelor reflectate sau refractate fiind determinate de impedanţele acustice ale celor două medii. În cazul în care valorile impedanţelor celor două medii sînt egale, unda incidetă se transmite, în totalitate, mediului al doilea. Dacă impedanţa acustică a celui de-al doilea mediu este mai mică decît cea a primului, unda refractată va avea valoare negativă, cu alte cuvinte, din unda de compresiune se transformă în undă de tracţiune. Este situaţia trecerii undei longitudinale de compresiune din rocă în aer.

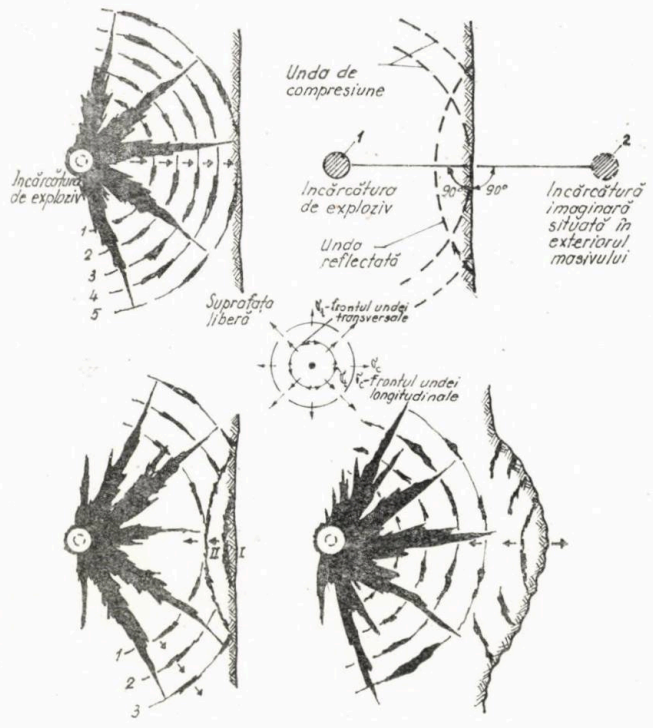


Fig. 4. Mecanismul sfărîmării rocii prin explozie: *1—5* — poziţiile undei de compresiune; I—II — poziţiile undei reflectate de suprafaţa liberă; ← — detensionare; roca se sfarmă sub acţiunea eforturilor de tracţiune; → — detaşare; roca sfărîmată se mişcă spre spaţiul liber.

Pe suprafaţa liberă de contact dintre cele două medii, unda incidentă se reflectă, propagîndu-se în masiv sub formă de undă de tracţiune.

Cunoscîndu-se starea de tensiune din masiv, se poate explica mecanismul de rupere (fig. 4). În zona imediat următoare camerei de explozie, datorită valorii foarte mari a presiunii în frontul undei de şoc, roca se sfărîmă excesiv. De la marginea acestei zone apar fisuri radiale care sînt îndreptate atît spre suprafaţa liberă, cît şi spre masiv. Unda transversală generează, de asemenea, noi fisuri sau contribuie la deschiderea fisurilor existente. Întîlnind plane de separare între diferitele tipuri de roci din masiv, fisuri naturale, crăpături şi chiar crevase, sistemul de unde longitudinale (compresiune) şi transversale (tracţiune) se reflectă şi refractă, dînd naştere la noi tipuri de unde, creînd astfel o stare complexă de tensiune în masiv. Ca urmare, sistemul de fisuri existente în masiv sau creat de undele incidente se dezvoltă în continuare.

Întîlnind suprafaţa liberă, unda de compresiune se reflectă sub formă de undă de tracţiune, propagîndu-se în masiv sub formă de cercuri concentrice care au centrul într-un punct imaginar, simetric cu centrul încărcăturii de exploziv. Masivul se detensionează şi roca sfărîmată se deplasează spre suprafaţa liberă.

În continuare roca se rupe mai lent, sub influenţa produselor gazoase ale exploziei aflate la temperatură şi presiune ridicate. Acestea pătrund în sistemul de fisuri create de undele de compresiune, dezvoltîndu-le în continuare. Fisurile radiale se lărgesc, suprafaţa liberă a masivului cedează şi roca este împinsă înainte.

Produsele exploziei acţionează în mod uniform în toate direcţiile, efectele într-un anumit punct fiind funcţie de distanţa de la centrul încărcăturii. Punctele în care se manifestă efecte similare formează o serie de suprafeţe sferice concentrice.

Se deosebesc patru zone sau sfere cu acţiuni distincte ale unei explozii (fig.5):

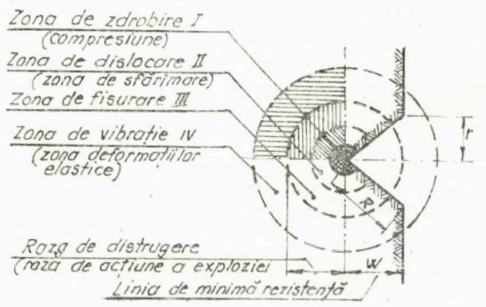


Fig. 5. Acţiunea exploziei în masiv.

zona de zdrobire sau compresiune, situată în imediata apropiere a încărcăturii de exploziv; zona de dislocare sau de sfărîmare, în cuprinsul căreia materialul este sfărîmat, rupt și dislocat, putînd fi și azvîrlit; zona de fisurare, în cuprinsul căreia materialul este fisurat fără să fie mișcat din loc; zona de vibrație sau a deformațiilor elastice, în care se transmit numai vibrațiile șocului exploziei, fără ca roca să mai sufere vreo acțiune mecanică vizibilă.

Zonele de zdrobire, de dislocare și de fisurare, formează împreună zona sau sfera de distrugere, iar raza corespunzătoare acestei sfere se numește raza de acțiune sau de distrugere a încărcăturii respective. Dacă rezistența mediului este mai slabă într-o direcție oarecare și sfera de distrugere trece peste suprafața dezvelită a masivului, atunci în această parte a masivului se formează o pîlnie (fig.5).

Încărcături explozive

Efectul unei explozii asupra masivului necesar de derocat este determinat de mărimea încărcăturii, distanța dintre încărcături și suprafața liberă cea mai apropiată, forma încărcăturii și modul de realizare a construcției acesteia etc.

Acțiunea explozivului asupra rocii este determinată, în principal, de mărimea încărcăturii și distanța pînă la suprafața liberă. Pentru aceeași cantitate de exploziv Q și diverse distanțe pînă la suprafața liberă W, pot apărea mai multe situații privitor la acțiunea explozivului asupra rocii (materializată și prin raza de acțiune a exploziei R) (fig. 6).

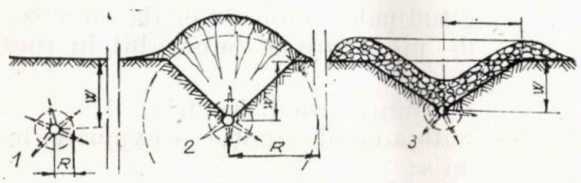


Fig. 6. Efectele explozivilor: *1* — camuflet; *2* — cu acțiune de fisurare; *3* — cu acțiune de azvîrlire.

1. $R<W$ — efectul exploziei nu ajunge la suprafața liberă, producîndu-se numai o comprimare a materialului în jurul încărcăturii, unde se formează un gol. Efectul produs de o astfel de explozie se numește c a m u f l e t.

2. $R = W$ — se produce numai o fisurare a rocii, fără ca materialul dezagregat să fie azvîrlit în afara pîlniei. La suprafața masivului, în dreptul încărcăturii, se observă o ușoară umflătură, însoțită de crăpături.

3. $R>W$ — se formează o pîlnie de azvîrlire. După forma pe care o are pîlnia rezultată în urma exploziei (fig.7), se disting mai multe cazuri, caracterizate de mărimea indicelui de acțiune a exploziei, care reprezintă raportul dintre raza conului de rupere R și distanța la suprafața liberă W — $n = \frac{r}{w}$.

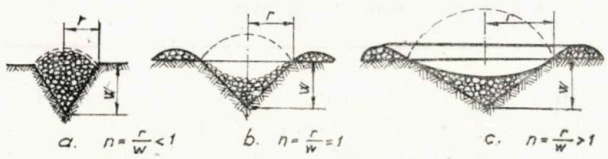


Fig. 7. Efectele exploziei cu acțiune de azvîrlire: *a* — efect redus; *b* — efect normal; *c* — efect sporit sau întărit.

Încărcăturile cu efect redus ($n<1$) și efect normal ($n = 1$) sînt utilizate în mod curent la extragere, deoarece materialul sfărîmat de explozivi nu este azvîrlit și împrăștiat pe distanță mare, ci rămîne pe loc, putînd fi încărcat și transportat cu ușurință. Încărcăturile cu efect sporit sau întărit ($n>1$) se folosesc pentru sfărîmarea și aruncarea rocii la distanță.

Asupra masivului de rocă efectul exploziei este determinat și de forma încărcăturii care poate fi c o n c e n t r a t ă sau a l u n g i t ă. Încărcăturile concentrate sînt de formă sferică și cilindrică sau paralelipipedică, dacă raportul dintre înălțime și diametrul bazei, respectiv latura bazei paralelipipedului, nu este mai mare de 4.

După modul de realizare a construcției, î n c ă r c ă t u r i l e a l u n g i t e p o t f i c o n t i n u e sau d i s c o n t i n u e. Realizarea încărcăturilor discontinue (încărcături separate între ele prin intervale de buraj sau aer) rezidă din necesitatea asigurării unei repartiții corespunzătoare a explozivului în găurile de sondă sau camerele de minare, în vederea realizării unei granulații mai reduse și uniforme a materialului derocat.

Dacă încărcăturile se amplasează direct pe rocă (cazul tipic al spargerii supragabaritilor prin lucrări de împușcare) acestea se numesc î n c ă r c ă t u r i a p l i c a t e.

Alegerea materialelor explozive

Obținerea unor rezultate corespunzătoare în urma împușcării este condiționată și de alegerea judicioasă a materialelor explozive, alegere care trebuie făcută astfel încît să se asigure corelarea caracteristicilor intrinseci ale explozivilor cu: condițiile geologico-miniere și climatice, caracteristicile fizico-mecanice ale rocilor care se împușcă, procedeul de derocare utilizat, eficiența economică și condițiile de securitate a muncii impuse.

Analizînd posibilitatea utilizării unor anumite sorturi de explozivi prin prisma con-

Tabelul 1

Temperatura de utilizare și rezistența la apă a diferitelor sorturi de explozivi

Specificație	Explozivul						
	Astralită	Dinamită II	Dinamită RA	AM-1 (Nitramon)	Rovex 650	Rovex 700	Rovex Extra
Temperatura de utilizare indicată de fabricant, °C							
— maximă	+25	+25	+25	+25	+40	+40	+40
— minimă	−10	−10	−10	−25	−25	−25	−25
Rezistența la apă garantată de fabricant, ore	—	—	24	—	48	48	168

dițiilor geologico-miniere și climatice, trebuie să se aibă în vedere limitele de temperatură indicate pentru fiecare sort de explozivi în parte și rezistența la apă a acestora (tab. 1).

Explozivii pulverulenți, încartușați sau în vrac, nu pot fi utilizați în locuri umede, iar dinamita II nu poate fi folosită pentru efectuarea lucrărilor de împușcare în apă.

Explicîndu-se mecanismul de rupere a rocilor, s-a arătat că energia transmisă rocii este cu atît mai mare, cu cît gradul de umplere cu exploziv a camerei în care se produce detonația (gaura de mină, gaura de sondă, camera de minare etc.) este mai mare. Gradul de umplere, exprimat prin indicele de încărcare, diferă de la un procedeu de împușcare la altul și este determinat, pentru procedeele de împușcare cu găuri de mină sau de sondă, de tipul explozivilor (încartușați sau în vrac) și modul în care se realizează încărcarea acestora (manual sau mecanizat).

Astfel, în cazul împușcării cu găuri de mină se pot utiliza explozivi încartușați la diametru cît mai apropiat de cel al găurii sau explozivi în vrac, avînd diametrul critic mai mic decît cel al găurii de mină.

Dacă se utilizează procedeul de împușcare cu găuri de sondă, utilizarea explozivilor încartușați la diametre mici este neeconomică, ca urmare a pierderilor mari de energie explozivă; în loc să se transmită rocii, se consumă în mod inutil pentru comprimarea și încălzirea aerului existent între cartușele de exploziv, respectiv cartușe și rocă. Ca urmare, în această situație este indicat a se folosi explozivi în vrac (AM-1; Nitramon) sau încartușați la diametre mari, apropiate de cel al găurilor de sondă (geluri explozive etc.)

Energia necesară pentru sfărîmarea rocii este în relație directă cu unele mărimi fizico-mecanice și elastice, cum ar fi: rezistența la compresiune și tracțiune a rocii, modulul de elasticitate, coeficientul lui Poisson, viteza de propagare a sunetului în rocă etc. Cercetările întreprinse pînă în prezent nu au reușit încă să conducă la elaborarea unei relații de calcul a necesarului de energie explozivă pentru sfărîmarea rocii, luînd în considerare parametrii termodinamici ai explozivului și caracteristicile fizico-mecanice ale rocii împușcate, enunțate mai sus.

Cunoscîndu-se modul de transmitere a energiei de la exploziv la rocă, s-a stabilit că este posibil să se aprecieze tipul de exploziv posibil a fi utilizat, în funcție de impedanța acustică a rocii. Se știe că în zona deformațiilor elastice unda de șoc se propagă cu o viteză egală cu viteza sunetului în rocă. Dacă viteza de propagare a sunetului în roca respectivă are valoare mai mică decît viteza de detonație a explozivului, unda de șoc se va amortiza și, ca urmare, rocii i se va transmite o cantitate mai mică de energie explozivă.

Fenomenul poate fi apreciat sub aspect calitativ în funcție de raportul impedanțelor acustice ale rocii și explozivului care va fi utilizat:

$$I = \frac{V_l \cdot \rho}{V_d \cdot \gamma},$$

în care:

V_l este viteza de propagare a undei longitudinale, numeric egală cu viteza de propagare a sunetului în rocă, m/s;

ρ — densitatea rocii, kg/m³;

V_d — viteza de detonație a explozivului, m/s;

γ — densitatea explozivului, kg/m³.

Dacă raportul se află în limitele 0,8...1,5, se poate aprecia că se transmite rocii aproximativ 90% din energia eliberată în timpul exploziei, în condițiile în care se realizează un indice de încărcare egal cu unitatea.

În tabelul 2 se exemplifică modul de alegere a explozivilor pentru tipuri de roci specifice carierei Roșia Poieni. După cum se observă, explozivul AM-1 se justifică a fi utilizat în zonele alterate de transformări hidrotermale. Valoarea raportului impedanțelor acustice rocă-exploziv mai mici de 0,5 denotă faptul că în andezitele de Fundoaia, alterate hidrotermal, nici chiar utilizarea explozivului AM-1 nu se justifică în totalitate.

Tabelul 2

Alegerea explozivilor pentru diferite tipuri de roci din cariera Roșia Poieni în funcție de raportul impedanțelor acustice

Impedanța acustică a explozivilor, m/s·kg/m³	Raportul impedanțelor acustice rocă-exploziv			
	Impedanța acustică a rocilor, m/s·kg/m³			
	Andezit de Poieni silicifiat și cloritizat (5,6 . . .15,7) 10^3	Andezit de Poieni alterat hidrotermal (1,04 . . .1,8)10^3	Andezit de Fundoaia, silicifiat și cloritizat (5,5 . . .9,9)10^3	Andezit de Fundoaia alterat hidrotermal (0,7 . . .1,1)10^3
Astralită 3,4·10^3	1,65 . . .4,62	0,31 . . .0,53	1,62 . . .2,91	0,21 . . .0,32
Dinamită RA 6·10^3	0,93 . . .2,6	0,17 . . .0,3	0,91 . . .1,65	0,12 . . .0,18
AM-1(Nitramon) încărcat manual 1,0·10^3	3,1 . . .8,72	0,57 . . .1,00	3,05 . . .5,5	0,39 . . .0,61
AM-1 (Nitramon) încărcat mecanizat 2,4·10^3	2,33 . . .6,54	0,43 . . .0,75	2,29 . . .4,12	0,29 . . .0,46
Rovex 650* 5,8·10^3	0,96 . . .2,71	0,18 . . .0,31	0,95 . . .1,71	0,12 . .0,19
Rovex 700* 3,8·10^3	1,47 . . .4,13	0,27 . . .0,47	1,45 . . .2,6	0,18 . . .0,29
Rovex Extra 4,3·10^3	1,30 . . .3,65	0,24 . . .0,42	1,28 . . .2,3	0,16 . . .0,26

* Explozivii tip Rovex pot fi utilizați în zăcăminte cu condiții hidrogeologice dificile, chiar dacă raportul impedanțelor acustice are valoarea mai mică de 0,8.

Pentru efectuarea lucrărilor de împușcare în zonele neafectate de transformările hidrotermale se observă că este posibilă utilizarea unor explozivi puternici, de tipul dinamitei sau al gelurilor explozive.

În cazul încărcării mecanizate, prin introducerea furtunului de încărcare la talpa găurii de sondă și retragerea acestuia pe măsura introducerii explozivului, în gaura de sondă se realizează o densitate a explozivului de 1,2 kg/dm³. La încărcarea manuală sau mecanizată, prin cădere liberă, se realizează o densitate a explozivului de 0,9 kg/dm³. Ca urmare impedanțele acustice ale încărcăturilor constituite prin cele două procedee vor fi diferite. În aceste condiții apare ca evidentă posibilitatea extinderii domeniului de utilizare a explozivului AM-1 și în roci cu impedanță acustică mai mare, deci de tărie mai mare (în general pentru $f = 10 - 12$).

Mecanizarea lucrărilor de împușcare, în cazul explozivului AM-1, oferă, pe lîngă efectele economice mai mari decît în cazul operațiilor efectuate manual, și posibilitatea utilizării acestor explozivi în zăcăminte cu condiții geologice dificile, explozivii putînd fi încărcați în tuburi din folie de polietilenă și protejați astfel față de apă.

Pentru efectuarea lucrărilor de împușcare în cariere, gelurile explozive tip Rovex pot fi utilizate după cum urmează.

— *Rovex 650* pentru lucrări de împușcare în zăcăminte cu condiții hidrogeologice dificile sau fără afluență de apă, rocile avînd coeficientul de tărie, după M.M.Protodiakonov, $f = 10 \ldots 15$.

— *Rovex 700* pentru lucrări de împușcare cu găuri de mină, împușcări în subteran pentru săparea galeriilor și camerelor de minare sau ca încărcătură de inițiere în coloanele cu explozivi insensibili la capse.

— *Rovex Extra* pentru lucrări de împușcare în roci cu condiții hidrogeologice dificile

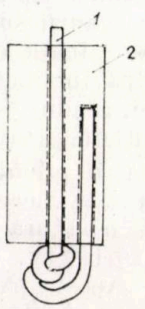


Fig. 8. Realizarea încărcăturii de inițiere cu bustere Farex: *1* — fitil detonant; *2* — buster tip 2/3 sau 1.

(rocile avînd $f<10$) sau fără afluență de apă ($f = 5...10$).

Trebuie menționat că inițierea explozivilor Rovex 650 și Rovex Extra se realizează cu bustere *Farex TP sau TH tip 2/3*; *1* și *2* (fig. 8 și fig.9).

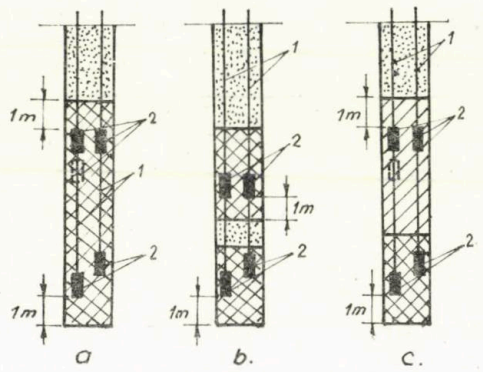


Fig. 9. Inițierea încărcăturilor de explozivi folosind fitilul detonant și bustere: *a* — încărcătură continuă utilizînd exploziv Rovex; *b* — încărcătură discontinuă cu buraj intermediar utilizînd exploziv Rovex; *c* — încărcătură continuă utilizînd exploziv Rovex și AM-1 (Nitramon); *1* — fitil detonant; *2* — bustere Farex TP sau TH tip 2/3 sau 1.

Observație: În al doilea punct inițierea se va realiza numai dacă lungimea coloanei de exploziv este mai mare de 10 m.

Calculul parametrilor de împușcare pentru diverse procedee de extragere

Principalul parametru care trebuie avut în vedere pentru a realiza efectele dorite ale unei explozii este distanța, măsurată la nivelul bermei inferioare a treptei, dintre încărcătură și suprafața liberă (*linia de rezistență la talpă*). Mărimea acestui parametru este direct proporțională cu cantitatea de exploziv și energia potențială a explozivului utilizat. Cantitatea de exploziv fiind determinată de dimensiunile „camerei" în care se încarcă explozivul, se poate spune că linia de rezistență la talpă este în relație directă cu diametrul găurilor de sondă sau de mină și cu volumul lucrărilor miniere, în cazul procedeului de împușcare cu galerii sau camere de minare.

Subadîncirea este un alt parametru important care trebuie avut în vedere la împușcarea cu găuri de sondă sau de mină. Ea reprezintă prelungirea găurii sub nivelul vetrei pe o lungime determinată de mărimea liniei de rezistență la talpă, înclinarea găurilor, înclinarea stratificației, gradul de fisurare a masivului, locul de inițiere și înclinarea taluzului.

Pentru a realiza o prelucrare corespunzătoare a taluzului este necesar să se stabilească distanța optimă dintre încărcăturile de exploziv amplasate pe același rînd. Acest parametru, ca și distanța dintre rîndurile de încărcături, este determinat, în principal, de mărimea liniei de rezistență la talpă și schema de împușcare utilizată.

Prin cercetările întreprinse de U.Langefors [1] s-a stabilit că între mărimea încărcăturii de exploziv Q și linia de rezistență la talpă w_t există următoarea relație de dependență:

$$Q = k_2 w_t^2 + k_3 w_t^3 + k_4 w^4, \text{ kg},$$

în care:

k_2 și k_3 — coeficienți care depind de caracteristicile fizico-mecanice ale rocilor împușcate;

k_4 — coeficient care depinde de greutatea rocii excavate.

În cazul rocilor cu $f = 8 - 14$, pentru coeficienții k_2; k_3 și k_4 s-au determinat experimental următoarele valori:

$$k_2 = 0{,}01; \quad k_3 = 0{,}4; \quad k_4 = 0{,}004.$$

Pentru necesitățile practice este suficient numai cel de-al doilea termen, care indică proporționalitatea cu volumul rocii împușcate. Determinări practice au condus la concluzia că de fapt mărimea încărcăturii de exploziv este proporțională cu volumul de rocă care urmează a fi detașat din masiv. Relația poate fi transpusă sub forma:

$$Q = q \cdot V, \text{ kg},$$

în care:

q este consumul specific de exploziv, kg/m³;

V — volumul de rocă care urmează a fi detașat, m³.

În acest mod se poate determina și necesarul de energie explozivă pentru derocarea volumului respectiv de material din masiv. La împușcarea treptelor de lucru cantitatea de exploziv dintr-o încărcătură va fi:

$$Q = q \cdot w_t \cdot a \cdot h, \text{ kg},$$

în care:

q este consumul specific de exploziv, kg/m³;

w_t — linia de rezistență la talpă, m;

a — distanța dintre încărcături, m;

h — înălțimea treptei, m;

Dacă înălțimea treptei este mare, este dificil a se realiza o repartiție a încărcăturii în coloană astfel încît aceasta să fie dispusă și în zona superioară a treptei. Ca urmare, în materialul derocat va exista un număr mare de blocuri supragabarit, provenite tocmai din această zonă.

Cercetări pe modele întreprinse în U.R.S.S. și Suedia [1;2] au arătat că în cazul găurilor de sondă și de mină acest neajuns poate fi preîntîmpinat printr-o dispunere a explozivului în coloană, astfel încît să se realizeze un buraj avînd lungimea aproximativ egală cu valoarea liniei de rezistență la talpă. De asemenea, pentru a evita rămînerea unor

praguri pe vatra treptei împușcate este necesar să se prelungească gaura de sondă sau mină sub limita treptei pe o lungime egală cu $0{,}3\,w_t$. Pentru cazul găurilor de sondă sau mină înclinate, lungimea subadîncirii se poate reduce.

Se observă că există două elemente principale care trebuie avute în vedere la stabilirea parametrilor lucrărilor de împușcare:

— necesitatea asigurării cantității de energie explozivă pentru detașarea din masiv a unui anumit volum de rocă și fragmentarea acestuia la granulația dorită;

— realizarea unei distribuții corespunzătoare a explozivului în masiv.

Stabilirea consumului specific de exploziv

Necesarul de energie explozivă pentru fragmentarea rocii la granulația dorită, exprimat prin consumul specific de exploziv, poate fi determinat teoretic sau experimental și trebuie verificat și eventual corectat, pentru condițiile concrete de lucru din cariere.

Cunoscîndu-se mecanismul de transmitere a energiei explozive rocii înconjurătoare încărcăturii, precum și modul de propagare a undei de șoc în masiv, se poate spune că necesarul de energie explozivă pe unitatea de volum de rocă este determinat de cantitatea de energie eliberată și parametrii fizico-mecanici ai rocilor împușcate. Dacă aceștia din urmă pot fi determinați cu destulă exactitate, nu același lucru se poate spune de parametrii termodinamici ai explozivului. Cantitatea de energie eliberată de același exploziv diferă de la o împușcare la alta, aceasta fiind funcție, printre altele, de caracteristicile fizico-mecanice ale rocilor, de densitatea de încărcare a explozivului și chiar de modul de realizare a inițierii.

Ca urmare, în urma cercetărilor teoretice și experimentale nu s-a reușit elaborarea unor relații de calcul universal valabile pentru stabilirea necesarului de energie pentru derocare care să ia în considerare parametrii enumerați. Diverși autori au propus relații de calcul al necesarului de energie pentru sfărîmarea rocii, luîndu-se în considerare căldura de explozie a explozivului utilizat și unele dintre caracteristicile fizico-mecanice ale rocilor împușcate. Toate aceste relații de calcul nu s-au dovedit viabile și, ca atare, s-au elaborat formule de calcul mai simple, care iau în considerare fie greutatea specifică aparentă a rocii, fie rezistența la compresiune a rocii, respectiv coeficientul de tărie după M.M. Protodiakonov.

În literatura de specialitate [3], în proiectare, pentru calculul consumului specific de exploziv, se indică relația:

$$q = 0{,}175 \cdot 10^{-3} \cdot \gamma, \ \text{kg/m}^3,$$

în care γ este greutatea specifică aparentă a rocii.

Relația amintită este folosită la proiectarea lucrărilor de împușcare și în țara noastră.

În urma cercetărilor întreprinse la carierele Anina, Roșia Poieni, Călimani, Coranda-Hondol, Moldova Nouă și Valea Morii s-a observat că, pe măsura coborîrii nivelului exploatării, rocile devin mai compacte, înregistrîndu-se valori din ce în ce mai mari ale caracteristicilor fizico-mecanice, modificarea valorilor greutății specifice aparente a rocilor nefiind atît de pregnant influențată de adîncime. Ca urmare, s-a căutat să se găsească dependența dintre consumul specific de exploziv, exprimat în echivalent TNT, și coeficientul de tărie a rocilor — f. În acest scop s-au zonat carierele amintite în funcție de coeficientul de tărie a rocilor, urmărindu-se consumul specific de exploziv realizat în perioada 1984-1986. Analiza statistică efectuată a evidențiat o corelație liniară a valorilor q și f.

Ecuația dreptei de regresie este de forma:

$$q = a + b \cdot f.$$

Valorile coeficienților a și b stabilite, utilizînd metoda „celor mai mici pătrate", sînt $a = 0{,}182$ și $b = 0{,}0235$.

Pentru situația găurilor de sondă s-a stabilit că relația de corelație dintre consumul specific de exploziv q, coeficientul de tărie a rocii f și coeficientul de echivalență în TNT e_{TNT} este:

$$q = \frac{1}{e_{TNT}} (0182 + 0{,}0235 \cdot f), \ \text{kg/m}^3.$$

Valorile coeficientului de echivalență pentru explozivii utilizați în mod frecvent la lucrările de împușcare în carierele din România sînt redate în tabelul 3.

Tabelul 3

Valorile coeficientului de echivalență pentru diverși explozivi

Exploziv	Dinamită	Astralită	TNT	AM-1 (Nitramon)	Rovex Extra	Rovex 650
e_{TNT}	1,383	1,166	1,000	0,733	1,050	1,400

Relația de dependență a fost transpusă în nomograma din figura 10. Nomograma poate fi folosită atît pentru determinarea consumului specific de exploziv utilizat, cît și pentru stabilirea consumului specific în echivalent TNT.

În cazul împușcării cu galerii și camere de minare, consumul specific de exploziv

va fi mai mic decît cel realizat la împușcarea cu găuri de sondă. Diferența apare datorită faptului că numai o parte din rocă se rupe

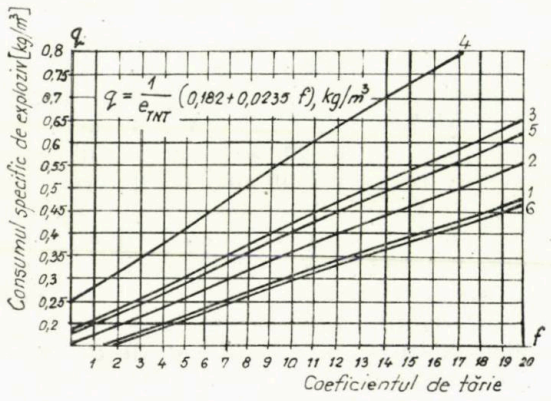


Fig. 10. Nomogramă de calcul al consumului specific de exploziv: *1* — dinamită; *2* — astralită; *3* — TNT; *4* — AM-1 (Nitramon); *5* — Rovex Extra; *6* — Rovex 650.

ca urmare a efectului exploziei, cealaltă parte, rămasă în consolă, cade sub acțiunea greutății proprii (fig.11).

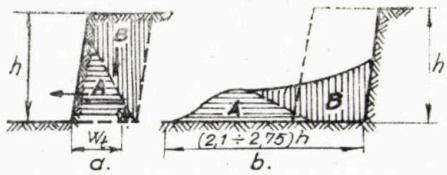


Fig. 11. Mecanismul acțiunii exploziei încărcăturilor plasate în camere de minare: *a* — înainte de împușcare; *b* — după împușcare; *A* — volumul de rocă rupt prin împușcare; *B* — volumul de rocă rupt prin prăbușire datorită greutății proprii.

Pentru sfărîmare, la aceeași granulometrie a rocii, indiferent de metoda de împușcare utilizată, este necesar același consum de energie explozivă. Cu alte cuvinte, consumurile specifice de exploziv, pentru sfărîmarea rocii sub acțiunea directă a explozivului, indiferent de metoda de împușcare utilizată, trebuie să fie egale :

$$q_{gs} = q_{cm}$$

sau :

$$\frac{Q_{gs}}{V_1} = \frac{Q_{cm}}{V_2},$$

în care :

Q_{gs} ; V_1 reprezintă cantitatea de exploziv utilizată, respectiv volumul de rocă rezultat la împușcarea cu găuri de sondă ;

Q_{cm} ; V_2 — cantitatea de exploziv utilizată, respectiv volumul de rocă rezultat la împușcarea cu camere de minare.

În cazul amplasării găurilor de sondă într-o rețea pătratică, situație frecvent întîlnită în practica împușcărilor în cariere, dacă se notează cu w_t linia de rezistență la talpă și h înălțimea treptei, volumul de rocă detașat de o gaură de sondă se poate stabili cu relația :

$$V_1 = w_t^2 \cdot h.$$

Dacă raza de acțiune a exploziei, la împușcarea cu camere de minare, este egală cu valoarea liniei de rezistență la talpă w_t, volumul de rocă sfărîmat sub acțiunea directă a unei încărcături concentrate se poate stabili cu relația :

$$V_2 = w_t^3.$$

Înlocuind valorile V_1 și V_2, vom avea :

$$\frac{Q_{gs}}{w_t^2 h} = \frac{Q_{cm}}{w_t^3},$$

sau :

$$Q_{cm} = Q_{gs} \cdot \frac{w_t}{h}.$$

Dacă prin împușcare, sub acțiunea directă a explozivului, rezultă același volum de rocă, în funcție de consumurile specifice de exploziv necesare în cazul fiecărui procedeu de împușcare amintit, cantitățile totale de exploziv vor fi :

$$Q_{gs} = q_{gs} \cdot V;$$

$$Q_{cm} = q_{cm} \cdot V.$$

Înlocuindu-le în relațiile de mai sus și făcînd simplificările ce se impun, vom avea :

$$q_{cm} = q_{gs} \cdot \frac{w_t}{h}.$$

Relațiile indicate pentru calculul consumului specific de exploziv, atît în cazul împușcării cu găuri de sondă, cît și cu camere de minare pot fi utilizate ca atare în activitatea de proiectare. Este indicat ca în cariere, prin împușcări experimentale, să se aducă corecțiile necesare valorilor stabilite prin calcul. Valorile corectate vor putea fi utilizate apoi cu succes pentru stabilirea parametrilor amplasării încărcăturilor de exploziv.

Stabilirea parametrilor la împușcarea cu găuri de sondă

În literatura de specialitate [1; 3; 4; 5; 6] sînt indicate o serie de relații de calcul al parametrilor lucrărilor de împușcare în cazul procedeului cu găuri de sondă, relații stabilite în baza unei analize a corelației între principalii parametri ai lucrărilor de împușcare sau determinate pe cale analitică. De cele mai multe ori relațiile s-au dovedit dificil de utilizat, obținîndu-se valori

care necesitau o ajustare ulterioară, avînd astfel numai un caracter orientativ.

Mărimea liniei de rezistență la talpă fiind determinată, în principal, de cantitatea de exploziv din gaura de sondă, unii autori au stabilit și o dependență între această linie și diametrul încărcăturii.

Pentru stabilirea lungimii subadîncirii și burajului s-au făcut studii pe modele, stabilindu-se ca optime valorile :

$$l_s = 0{,}3\, w_t\,;\quad l_b = w_t.$$

Relațiile de calcul de tipul celor menționate, ușor de utilizat, au căpătat o mare răspîndire. Astfel, firma Atlas Copco, pentru situația găurilor de sondă înclinate, recomandă următoarele relații de calcul :

$$w_t = D,\ \text{m};\quad l_s = 0{,}3\, w_t,\ \text{m};$$

$$a = 1{,}3\, w_t,\ \text{m};\quad h \approx 4D,\ \text{m},$$

în care :

D este diametrul găurii de sondă în țoli (1 țol = 25,4 mm) ;

a — distanța dintre găuri ;

h — înălțimea treptei.

În urma cercetărilor întreprinse în țara noastră, privitor la stabilirea parametrilor optimi de împușcare în cariere, s-au stabilit relații de calcul simplificate al acestor mărimi.

1. Linia de rezistență la talpă :

$$w_t = k_1\, D,\ \text{m},$$

în care :

D este diametrul găurii de sondă, m ;

k_1 — coeficient în funcție de tăria rocii, ale cărui valori sînt prezentate în tabelul 4.

Tabelul 4

f	3	3 ... 5	5 ... 10	10 ... 15	15 ... 20
k_1	31 ... 36	27 ... 31	25 ... 27	22 ... 25	18 ... 22

Cunoscîndu-se linia de rezistență la talpă, este necesar să se verifice și condițiile :

$w_t \geq h\,\text{ctg}\alpha + c$ — pentru găuri de sondă verticale ;

$w_t \geq c$ — pentru găuri de sondă înclinate ;

în care :

α este înclinarea taluzului, grade ;

c — distanța minimă de la muchia taluzului la gaura de sondă, m.

2. Subadîncirea

Lungimea subadîncirii este determinată, în principal, de înclinarea găurii de sondă. De asemenea, lungimea acesteia se poate reduce în cazul în care la talpa găurii se încarcă un exploziv care dezvoltă o cantitate mare de energie în urma reacției de descompunere :

$$l_s = k_2 w_t,\ \text{m},$$

în care :

k_2 este coeficient în funcție de înclinarea găurii de sondă (tab. 5).

Tabelul 5

$\alpha°$	90	85	80	75	70	65
k_2	0,3	0,2	0,14	0,08	0,06	0,04

3. Lungimea burajului :

$$l_b = w_t,\ \text{m}.$$

4. Lungimea coloanei de exploziv :

$$l_e = h + l_s - l_b,\ \text{m}.$$

5. Cantitatea de exploziv necesară a fi introdusă în gaura de sondă pentru a menține geometria încărcăturii :

$$Q_{g_1} = 785 \cdot D^2 \cdot \Delta \cdot l_e,\ \text{kg},$$

în care :

Δ este densitatea de încărcare a explozivului, kg/dm^3.

6. Cantitatea de exploziv necesară pentru detașarea rocii din masiv și asigurarea granulometriei dorite ;

$$Q_{g_2} = q \cdot a \cdot w_t \cdot h,\ \text{kg},$$

în care :

q este consumul specific de exploziv, kg/m^3 ;

a — distanța dintre găuri, m.

7. Distanța dintre rînduri :

$$b = w_t,\ \text{m}.$$

8. Distanța dintre găuri

Pentru determinarea distanței dintre găuri, este necesar să se compare Q_{g_1} cu Q_{g_2}, putîndu-se ivi următoarele situații :

- dacă $Q_{g_2} = (0{,}9 \ldots 1{,}1)\ Q_{g_1}$,

  atunci :

$$a = w_t,\ \text{m};$$

- dacă $Q_{g_2} > 1{,}1\ Q_{g_1}$,

  atunci :

$$a = \frac{Q_{g_1}}{q \cdot w_t \cdot h},\ \text{m},$$

punîndu-se condiția $a \geq 0{,}8\, w_t$, m ;

- dacă $Q_{g_2} < 0{,}9\ Q_{g_1}$,

atunci :

$$a = \frac{Q_{g_1}}{q \cdot w_t \cdot h},\ \text{m},$$

punîndu-se condiția $a \leq 1{,}25\, w_t$, m.

Dacă din calcule rezultă $a > 1{,}25\, w_t$, se va adopta $a = 1{,}25\, w_t$, iar pentru împușcare se va utiliza una din variantele procedeului cu găuri de sondă cu :

— încărcături discontinue cu intervale de aer ;

— încărcături discontinue cu buraj intermediar.

Numărul intervalelor de aer sau buraj intermediar va fi de cel mult două (fig.12).

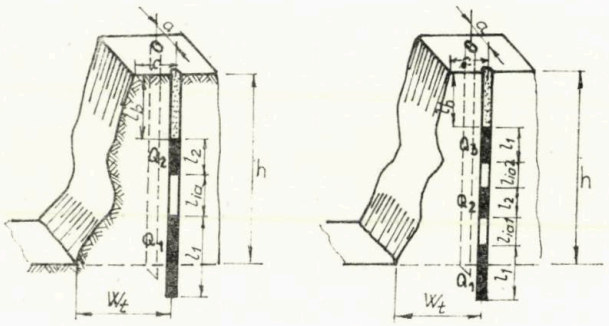


Fig. 12. Încărcarea explozivului în coloană discontinuă.

● Încărcătura de la bază va fi:

— pentru $f<14$, $Q_1 = (0{,}7 \ldots 0{,}8)Q_g$, kg;

$f \geqslant 14$, $Q_1 = (0{,}6 \ldots 0{,}7)Q_g$, kg.

● Încărcătura de la partea superioară:

— pentru un singur interval:

$$Q_2 = Q_g - Q_1, \text{ kg};$$

— pentru două intervale:

$$Q_2 = Q_3 - \frac{Q_g - Q_1}{2}, \text{ kg}.$$

Stabilirea parametrilor la împușcarea cu găuri de mină

Procedeul de împușcare cu găuri de mină este utilizat la împușcarea treptelor de înălțime mică (2...3 m) și pentru corectarea vetrelor treptelor sau taluzurilor acestora.

1. Linia de rezistență la talpă:

$$w_t = 0{,}87\sqrt{\frac{p}{q \cdot m}}, \text{ m}$$

sau:

$$w_t = \sqrt{\frac{(1 - k_3)p}{q \cdot m}}, \text{ m},$$

în care:

p este încărcătura specifică, kg/m gaură;

m — distanța relativă dintre găuri;

pentru $f>10$ $\quad m = 0{,}9 \ldots 1$;

$f \leqslant 10$ $\quad m = 1 \ldots 1{,}5$;

k_3 — coeficientul în funcție de lungimea găurii de mină;

pentru $l_g \leqslant 1{,}5$ m, $\quad k_3 = 0{,}5$;

$l_g = 1{,}5 \ldots 3$ m, $\quad k_3 = 0{,}66$.

2. Subadîncirea:

$$l_s = k_4 \cdot D, \text{ m sau } l_s = 0{,}3\, w_t, \text{ m},$$

în care:

D este diametrul încărcăturii;

k_4 — coeficientul în funcție de tăria rocii (tab. 6).

3. Distanța dintre găuri:

$$a = (1 \ldots 1{,}2)\, w_t, \text{ m}.$$

4. Distanța dintre rînduri:

$$b = w_t, \text{ m}.$$

5. Cantitatea necesară de exploziv:

$$Q_g = q \cdot a \cdot w_t \cdot h, \text{ kg}.$$

6. Lungimea coloanei de exploziv:

$$l_e = \frac{Q_g}{p}, \text{ m}.$$

7. Lungimea găurii de mină:

$$l_g = h + l_s, \text{ m}.$$

8. Lungimea burajului:

$$l_b = k_5 \cdot l_g, \text{ m},$$

în care:

$k_5 = 0{,}25 - 0{,}50$ este un coeficient în funcție de lungimea găurii de mină și tăria rocii de împușcat.

Pentru roci de tărie medie, cum ar fi calcarul, $k_5 = 0{,}25 - 0{,}30$.

Stabilirea parametrilor la împușcarea cu găuri cu cuptor

Utilizarea procedeului de împușcare cu găuri de sondă sau de mină cu cuptor (fig. 13) are ca rezultat reducerea volumului de

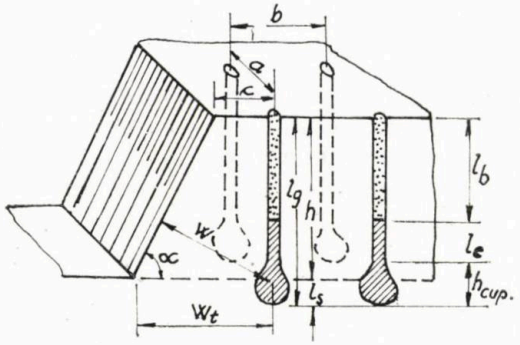


Fig. 13. Extragerea treptelor cu explozivi amplasați în găuri cu cuptor: h_{cup} — înălțimea cuptorului; l_e — lungimea încărcăturii în gaura de sondă; l_b — lungimea burajului; w — linia de minimă rezistență; l_s — lungimea de subadîncire a cuptorului.

lucrări de forare. În cazul găurilor de mină domeniul de utilizare a procedeului de împușcare amintit este limitat de înălțimea treptei ($h \leqslant 5$ m).

1. Lungimea găurilor:

$$l_g = (0{,}95 \ldots 1)\, h, \text{ m}.$$

2. Linia de rezistență la talpă:

$$w_t = (0{,}5 \ldots 0{,}9)\, h, \text{ m}.$$

3. Distanța dintre găuri:

$$a = (1 \ldots 1{,}2)\, w_t, \text{ m}.$$

Tabelul 6

f	< 8	8...14	>14
k_4	3	6	10

4. Distanța dintre rînduri:

$$b = w_t, \text{ m.}$$

5. Cantitatea de exploziv dintr-o gaură:

$$Q = q \cdot W^3, \text{ kg.}$$

În calcul se introduce valoarea consumului specific de exploziv determinată pentru situația încărcăturilor concentrate (galerii de minare).

6. Cantitatea de exploziv necesară pentru formarea cuptorului:

$$Q_c = \frac{Q}{k_6 \cdot \Delta}, \text{ kg,}$$

k_6 — coeficient care indică însușirea rocii de a se comprima sub influența produselor exploziei, dm^3/kg, (tab. 7).

Cuptorul se formează prin împușcări succesive (fig.4), numărul acestora adoptîndu-se în baza unor observații asupra acestui gen de lucrări de împușcare, efectuate o perioadă mai îndelungată. Prima împușcare se execută cu o cantitate mai mică de exploziv, iar următoarele, la intervale de minimum 15 min. între ele, cu cantități mai mari, rezultate din dublarea cantității împușcate anterior.

Tabelul 7

Însușirea rocilor de a se comprima sub influența produselor de explozie

Tipul rocii	k_6
Argilă grasă	250
Marnă moale, fisurată	200
Argilă nisipoasă, argilă grezoasă	140
Cretă moale, calcar cochilifer	45
Marnă de tărie medie, marnă dolomitică, calcar moale	20
Gips compact cu granulație fină, șisturi argiloase tari, granit fisurat, silicați, calcar cu fisurare medie	8
Granit, cuarțite, apatit, calcar compact, serpentine, dolomit, gresie	5
Scarn, marmură, calcar tare, granit cu granulație medie, dolomit tare, cremene stratificată, fosfați tari	3

Stabilirea parametrilor la împușcarea cu camere de minare

1. Linia de rezistență la talpă:

$$w_t = (0{,}3 \ldots 0{,}7)\, h, \text{ m.}$$

Valoarea mai mică se adoptă în cazul rocilor avînd planele de stratificație înclinate conform cu taluzul sau mai mari de 30°,

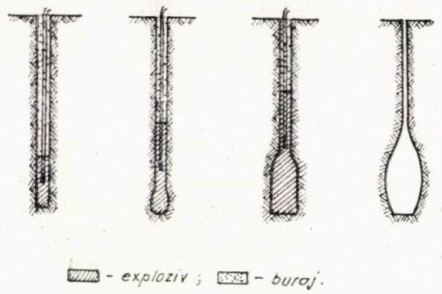


Fig. 14. Împușcări succesive pentru realizarea cuptorului-

iar valoarea mai mare — dacă planele de stratificație sînt orientate invers față de taluz sau au o înclinare mai mică de 30°.

2. Distanța dintre încărcături:

$$a = (0{,}5 \ldots 1)\, w_t.$$

Valoarea mai redusă se adoptă în cazul zăcămintelor constituite din roci tari și foarte tari, situație în care este necesar ca razele de influență ale încărcăturilor să se suprapună pe o distanță mai mare.

3. Cantitatea de exploziv dintr-o încărcătură:

$$Q = q \cdot a \cdot w_t \cdot h, \text{ kg.}$$

Încărcăturile dispuse pe cel de-al doilea T. se majorează cu 20% pentru aceeași valoare a lui w_t ca a celor dispuse pe primul T.

Stabilirea parametrilor la împușcarea încărcăturilor concentrate cu intervale de aer

Procedeul a fost stabilit pentru înălțimi de treaptă cuprinse între 15 și 20 m (fig.15).

1. Linia de rezistență la talpă:

$$w_t = (0{,}65 \ldots 0{,}75)\, h, \text{ m.}$$

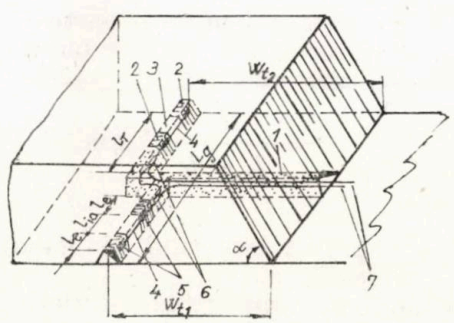


Fig. 15. Împușcarea cu încărcături concentrate cu intervale de aer: *1* — buraj; *2* — încărcătură de exploziv; *3* — interval de aer; *4* — fitil detonant; *5* — încărcătură de inițiere; *6* — capsă electrică; *7* — circuit de împușcare.

2. Distanța dintre T-uri:

$$b = w_t, \text{ m.}$$

3. Cantitatea de exploziv dintr-o latură a T-ului:

$$Q = q \cdot l_T \cdot w_T \cdot h, \text{ kg,}$$

în care:

l_T — este lungimea unei laturi a T-ului, m.

Cantitatea de exploziv necesară se repartizează în 2...3 încărcături concentrate dispuse pe galeria de acces, astfel încît între acestea să existe un spațiu de aer avînd lungimea de maximum 10 m. Încărcăturile dispuse pe aceeași latură a T-ului se inițiază cu aceiași treaptă de întîrziere.

4. Lungimea galeriei direcționale:

$$L_g = \frac{Q}{S_g \cdot \Delta} \cdot 10^{-3} + n \cdot l_{ia} + l_{bd} + l_{gt}, \text{ m,}$$

în care:

S_g este secțiunea galeriei, m²;

Δ — densitatea de încărcare a explozivului, kg/dm³;

n — numărul intervalelor de aer;

l_{ia} — lungimea intervalului de aer, m;

l_{bd} — lungimea burajului pe galeria direcțională, m;

l_g — lățimea galeriei transversale, m.

Galerii de minare cu încărcături alungite

1. Linia de rezistență la talpă:

$$w_t = (0{,}5 \ldots 0{,}8)\ h, \text{ m.}$$

Valoarea mai mică se adoptă în cazul treptelor cu înălțime de 30...60 m, iar valoarea mai mare pentru trepte cu înălțimea mai mică de 30 m.

2. Distanța dintre T-uri:

$$b_t = w_t, \text{ m.}$$

3. Cantitatea de exploziv:

$$Q = (1{,}1 \ldots 1{,}2) q \cdot w_t \cdot h \cdot l_g, \text{ kg,}$$

în care:

l_g este lungimea galeriei direcționale, m.

4. Lungimea burajului

Galeria direcțională se va bura pe o lungime de minimum 2 m de o parte și de alta a galeriei transversale, care se burează și ea.

5. Încărcătura specifică de exploziv:

$$A = \frac{Q}{l_g - l_b}, \text{ kg/m,}$$

în care:

l_b este lungimea burajului din galeria direcțională, m.

6. Gradul de umplere al galeriei:

$$q_u = \frac{A}{10 \cdot S \cdot \Delta}, \ \%,$$

în care:

S este secțiunea galeriei direcționale, m².

Dacă gradul de umplere este mai mic de 50%, se micșorează secțiunea liberă a galeriei S prin umplerea golului neîncărcat cu buraj.

Calculul încărcăturii de inițiere și încărcăturii totale în echivalent TNT

Cantitatea de exploziv, stabilită în funcție de consumul specific și volumul de rocă aferent unei încărcături, reprezintă cantitatea totală de exploziv Q_t și este suma cantității de exploziv din încărcătura de bază Q_b și a aceleia din încărcătura de inițiere Q_i:

$$Q_t = Q_b + Q_i, \text{ kg.}$$

Dacă pentru inițiere se utilizează încărcături unitare de exploziv sau încărcături confecționate din fitil detonant, atunci:

$$Q_t = Q_b, \text{ kg.}$$

În cazul utilizării explozivului AM-1 ca exploziv de bază, pentru inițiere, pe lîngă încărcăturile unitare sau cele confecționate din fitil detonant, se poate folosi dinamită sau astralită. Cantitatea necesară de exploziv de inițiere reprezintă minimum 5% în cazul dinamitei și minimum 8% în cel al astralitei:

$$Q_i = k_7 \cdot Q_t, \text{ kg,}$$

în care:

$k_7 \geq 0{,}05$ pentru dinamită

și:

$k_7 \geq 0{,}08$ pentru astralită.

Cantitatea necesară de exploziv de bază va fi:

$$Q_b = Q_t - Q_i \frac{e_{bTNT}}{e_{iTNT}} = Q_t - k_7 Q_t \frac{e_{bTNT}}{e_{iTNT}},$$

$$Q_b = \left(1 - k_7 \frac{e_{bTNT}}{e_{iTNT}}\right) Q_t, \text{ kg.}$$

În situația împușcării unui cîmp de găuri de sondă sau mai multor încărcături concentrate în galerii de minare, încărcătura totală reprezintă suma încărcăturilor singulare și se exprimă în echivalent TNT:

$$Q_T = \sum_{j=1}^{n} Q_{tj},$$

$$Q_T = \sum_{j=1}^{n} (Q_{bj} e_{bTNT} + Q_{ij} e_{iTNT}), \text{ kg echivalent TNT.}$$

Împușcarea cu explozivi amplasați în camere de minare și găuri de sondă

Procedeul de lucru cu explozivi amplasați în camere de minare și găuri de sondă (fig. 16) se aplică mai rar, și anume numai în cazul unor trepte cu înălțimea peste 30 m. Prin aplicarea acestui procedeu de lucru se urmărește eliminarea dezavantajului principal la extragerea

cu camere de minare, care constă în obținerea unui procent ridicat de supragabariți.

Procedeul combinat de lucru necesită o bună corelare a parametrilor de amplasare și împușcare, atît pentru camerele de minare, cît și

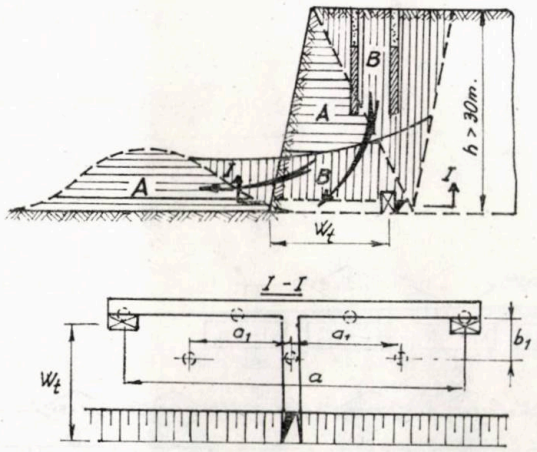


Fig. 16. Extragerea treptelor de înălțime mare cu ajutorul camerelor de minare și al găurilor de sondă.

pentru găurile de sondă. Numărul rîndurilor camerelor de minare și amplasarea acestora sînt condiționate de numărul maxim de rînduri de găuri de sondă care se împușcă într-o repriză. Atît încărcăturile din camerele de minare, cît și cele din găurile de sondă sînt dublu amorsate. În cele mai multe cazuri ca material exploziv de bază se folosește amestecul exploziv AM-1, iar pentru inițiere dinamită II sau astralită.

Mărunțirea secundară a blocurilor supragabarit

În urma împușcării fronturilor de lucru se obține un anumit procent de blocuri de mari dimensiuni de minereuri și roci sterile care, din cauza dimensiunilor necorespunzătoare (supragabarite), nu pot fi încărcate de excavator și nu pot trece prin gura de alimentare a primului concasor.

În practică se folosesc, în mod curent, două metode de mărunțire secundară a blocurilor de dimensiuni mari, și anume: metoda prin împușcare și metoda sfărîmării mecanice.

La utilizarea explozivilor pentru mărunțirea secundară, încărcăturile se introduc în găurile de mină perforate în blocurile de roci care urmează a fi împușcate sau se folosesc încărcături aplicate deschise (fig. 17).

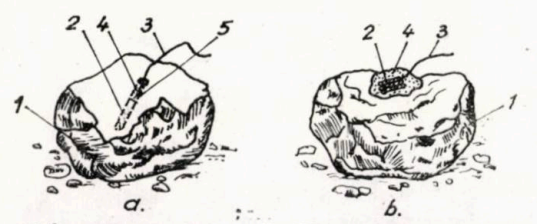


Fig. 17. Împușcarea secundară a blocurilor supragabarit: *a* — găuri de mină; *b* — încărcături aplicate; *1* — bloc de rocă; *2* — exploziv; *3* — fitil; *4* — buraj; *5* — gaură de mină.

La aplicarea primului procedeu (fig. 17 *a*), se perforează găuri de mină cu lungimea cuprinsă între 0,3 și 0,5 din diametrul mediu al blocului, care se încarcă cu exploziv și se împușcă în mod obișnuit.

La aplicarea celui de-al doilea procedeu, pentru realizarea încărcăturii aplicate se așază pe fața blocului mai multe cartușe dintr-un exploziv brizant, printre care unul armat (fig. 17 *b*). Cartușele se acoperă cu un strat de nisip fin sau de argilă, care se presează ușor peste încărcătură. Apoi încărcătura se aprinde. Încărcătura aplicată se poate realiza și dintr-o anumită cantitate de exploziv pulverulent pe bază de azotat de amoniu, sub forma unei movilițe în care se introduce capsa cu fitilul.

Greutatea încărcăturii exterioare aplicate se calculează cu relația:

$$Q_{ex} = q_{ex} \cdot V_{ex}, \text{ kg},$$

în care:

V_{ex} este volumul blocului supragabarit;

q_{ex} = 0,8 — 3,0 kg/m³ — consumul specific de exploziv la utilizarea încărcăturilor exterioare.

Mărunțirea prin sfărîmare mecanică a blocurilor supragabarit se realizează cu dispozitive mecanice care folosesc greutăți în cădere liberă sau spărgătoare mecanice.

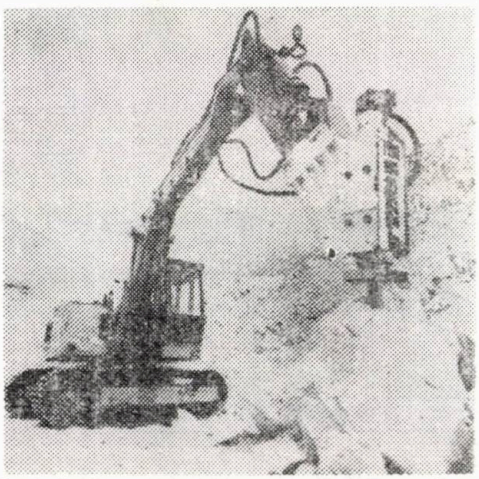


Fig. 18. Spărgător de roci de construcție românească, acționat hidraulic, fixat pe un excavator.

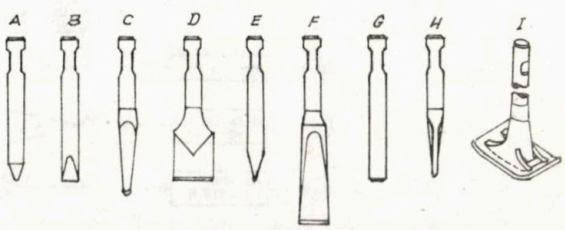


Fig. 19. Tipuri de dispozitive de lovire: *A* — pic; *B* — daltă; *C* — superpic; *D* — lopată; *E* — daltă pentru trasare; *F* — spărgător de roci de tărie medie; *G* — pilon; *H* — lopată pentru trasare; *I* — berbec.

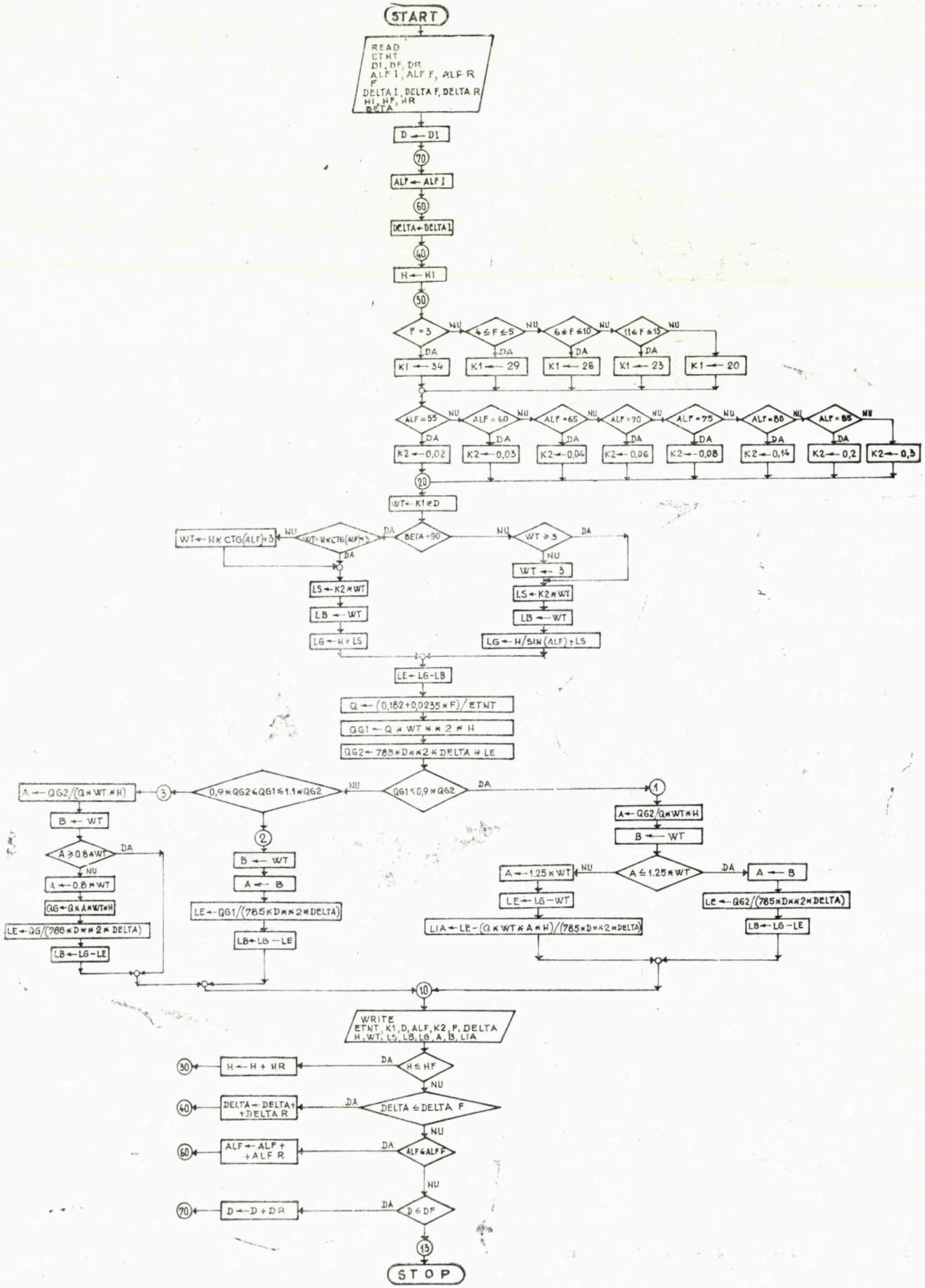


Fig. 20. Schema logică pentru calculul parametrilor de împuşcare cu explozivi amplasaţi în găuri de sondă.

În carierele de dimensiuni mari, acolo unde volumul de lucrări pentru mărunțire secundară este mare, se folosesc din ce în ce mai mult spărgătoarele mecanice pentru realizarea acestei operații. Spărgătoarele mecanice sînt utilaje de tipul unor perforatoare grele, montate pe suporți solizi (fig. 18), care lucrează după sistemul percutant și sînt acționate pneumatic sau hidraulic, avînd frecvența și energia de lovire foarte ridicate.

Dispozitivele de lovire (fig. 19) sînt de diferite mărimi și forme, în funcție de tăria rocii ce urmează a fi mărunțită. Pentru spargerea rocilor slabe se folosesc, în general, dispozitive de lovire care se termină cu un vîrf ascuțit sau cu o daltă. În roci de tărie mare se preferă utilizarea dispozitivelor cu vîrful plat, care transmit mai bine în blocurile de roci energia de percuții sub formă de vibrații. Practica arată că dispozitivele cu vîrful plat sparg bine roca în bucăți omogene, alunecă mai greu pe blocul mărunțit și capătă, după un oarecare timp de funcționare, o formă ideală bombată.

Realizări în țară privind utilizarea explozivilor în cariere

În ultima perioadă s-au obținut realizări notabile în privința extragerii rocilor tari în cariere. Aceste realizări se reflectă atît în dotarea tehnică a carierelor cu utilaje de mare capacitate pentru forare, încărcare și transport, cît și în tehnicile și tehnologiile de împușcare utilizate. Îmbunătățirea tehnologiilor de împușcare, atît în ceea ce privește aspectele economice, cît și cele de securitate, a fost posibilă ca urmare a faptului că a fost pusă la dispoziția unităților miniere aproape întreaga gamă de materiale explozive și mijloace de inițiere necesare.

Existînd dotarea necesară, a fost posibil să se elaboreze și cadrul legal care să asigure desfășurarea lucrărilor de împușcare în condiții de securitate.

Conform reglementărilor în vigoare, s-a generalizat procedeul de împușcare cu găuri de sondă, utilizarea procedeului cu camere de minare avînd caracter restrictiv. Totuși, în unele cariere din industria materialelor de construcții, se utilizează, pentru împușcările curente, procedeul cu camere de minare, în varianta cu încărcături alungite.

Nivelele de producție ridicate au făcut necesară întrebuințarea unor cantități mari de exploziv la o împușcare. Pentru executarea împușcărilor masive în condiții de securitate și eficiență economică au fost luate o serie de măsuri, dintre care amintim:

— generalizarea utilizării fitilului detonant pentru amorsarea încărcăturilor de inițiere;

— folosirea cu precădere a explozivului AM-1 la lucrările de împușcare;

— fabricarea în țară a gelurilor explozive tip Rovex, care asigură efectuarea lucrărilor de împușcare și în condiții hidrogeologice dificile sau în roci de tărie mare;

— realizarea busterelor Farex cu ajutorul cărora este posibilă inițierea încărcăturilor de explozivi, insensibili la capsă, din găurile de sondă sau camerele de minare;

— mecanizarea preparării încărcăturii explozivului AM-1;

— folosirea capselor detonante electrice cu întîrziere milisecundă de joasă și înaltă intensitate, precum și a releelor detonante pirotehnice;

— utilizarea unor scheme de împușcare care să conducă la obținerea unui volum mai redus de blocuri supragabarit;

— dimensionarea încărcăturilor de exploziv astfel încît să se asigure protecția seismică a obiectivelor civile și industriale din zona limitrofă carierelor;

— acordarea unor facilități în ceea ce privește competențele de aprobare de către condu-

```
      IMPLICIT REAL(A-Z)
      ACCEPT *,ETNT
      ACCEPT *,DI,DF,DR,ALFI,ALFF,ALFR,F
      ACCEPT *,DELTAI,DELTAF,DELTAR,HI,HF,HR,BETA
      D=DI
      ALF=ALFI
      DELTA=DELTAI
      H=HI
      IF(F.EQ.3.) K1=34.
      IF(F.GE.4.AND.F.LE.5.) K1=29.
      IF(F.GE.6.AND.F.LE.10.) K1=26.
      IF(F.GE.11.AND.F.LE.15.) K1=23.
      K1=20.
      IF(ALF.EQ.55.) K2=0.02
      IF(ALF.EQ.60.) K2=0.03
      IF(ALF.EQ.65.) K2=0.04
      IF(ALF.EQ.70.) K2=0.06
      IF(ALF.EQ.75.) K2=0.08
      IF(ALF.EQ.80.) K2=.14
      IF(ALF.EQ.85.) K2=.2
      K2=0.3
      WT=K1*D
      IF(BETA.EQ.90.) THEN
          IF(WT.NE.(H+1./TAN(ALF)+3.) THEN
                          WT=H+1./TAN(ALF)+3.
          ENDIF
          LS=K2*WT
          LB=WT
          LG=H+LS
        ELSE
          IF(WT.LT.3.) WT=3.
          ENDIF
          LS=K2*WT
          LB=WT
          LG=H/SIN(ALF)+LS
      ENDIF
      LE=LG-LB
      Q=(.182+0.0235*F)/ETNT
      QG1=Q*WT**2*H
      QG2=785.*D**2*DELTA*LE
      IF(QG1.LT.0.9*QG2) GO TO 1
      IF(0.9*QG2.LE.QG1.AND.QG1.LE.1.1*QG2) GO TO 2
      GO TO 3
    1 A=QG2/Q*WT*H
      B=WT
      IF(A.LE.1.25*WT) THEN
            A=B
            LE=QG2/785.3*D**2*DELTA
            LB=LG-LE
        ELSE
            A=1.25*WT
            LE=LG-WT
            LIA=LE-(Q*WT*A*H)/(785.*D**2*DELTA)
      ENDIF
      GO TO 10
    2 B=WT
      A=B
      LE=QG1/785.*D**2*DELTA
      LB=LG-LE
      GO TO 10
    3 A=QG2/Q*WT*H
      B=WT
      IF(A.GE:.8*WT) GO TO 10
      A=.8*WT
      QG=Q*A*WT*H
      LE=QG/785.*D**2*DELTA
      LB=LG-LE
   10 WRITE(3,101) ETNT,K1,D,ALF,K2,F,DELTA,H,WT,LS,LB,LE,LG,A,B,LIA
  101 FORMAT(F7.3,15F7.2)
      IF(H.LE.HF) THEN
         H=H+HR
         GO TO 30
      ENDIF
      IF(DELTA.LE.DELTAF) THEN
            DELTA=DELTA*DELTAR
            GO TO 40
      ENDIF
      IF(ALF.LE.ALFF) THEN
            AL=ALF+ALFR
            GO TO 60
      ENDIF
      IF(D.LE.DF) THEN
            D=D+DR
            GO TO 70
      ENDIF
      STOP
      END
```

Fig. 21. Programul de calculator pentru determinarea parametrilor de împușcare cu explozivi amplasați în găuri de sondă.

cerea unităţilor a documentaţiilor de împuşcare acelor unităţi care utilizează procedeul de împuşcare cu găuri de sondă şi în special găuri de sondă de mare diametru (> 200 mm).

Prin aplicarea acestui complex de măsuri tehnice şi organizatorice nu se pot obţine rezultatele scontate fără ca parametrii lucrărilor de împuşcare să nu fie stabiliţi corect, în concordanţă cu proprietăţile fizico-mecanice ale rocilor împuşcate şi caracteristicile termodinamice ale explozivilor utilizaţi.

În acest sens au fost iniţiate cercetări finalizate cu elaborarea unei metodologii de calcul al parametrilor lucrărilor de împuşcare, metodologie care a fost prezentată anterior. Pentru situaţia procedeului de împuşcare cu găuri de sondă, a fost elaborat un algoritm de calcul, prezentat în figurile 20 şi 21.

*

În lucrare s-au prezentat, succint, principalele aspecte ale extragerii, prin lucrări de împuşcare, a rocilor tari în cariere şi s-au fundamentat modul de alegere a materialelor explozive necesare, precum şi metodologia de calcul al parametrilor lucrărilor de împuşcare.

La stabilirea metodologiei prezentate s-a avut în vedere experienţa cîştigată pe plan mondial, urmărîndu-se să se pună la dispoziţia personalului tehnic al carierelor un mecanism de lucru simplu şi eficace. Evident, metodologia de calcul poate fi îmbunătăţită, dar acest lucru nu poate fi făcut decît după utilizarea acesteia un timp îndelungat şi pentru diverse condiţii geo-miniere şi tehnologice. În acest sens aşteptăm opinia şi observaţiile specialiştilor care-şi desfăşoară activităţile la exploatările în cariere.

Bibliografie

[1] Langefors, U., Kinlström, B. *Rock blasting.* Almquist & Niksell Informationsindustri AB Uppsala, 1973.

[2] Mindeli, E. O. *Razrušenie gornih porod.* Ed. Nedra, Moscova, 1974.

[3] Afonin, A. G., Gheimon, L. M., Konur, V. M. *Spravocinoe rukovodstvo po vzrîvnîm rabotam v stroitelstve.* Ed. Budivelnic, Kiev, 1974.

[4] Gregory, C. G. *Explosives for North-American engineers.* Trans Tehnic Publications, 1973.

[5] Fodor, D. *Exploatări miniere la zi.* Ed. didactică şi pedagogică, Bucureşti, 1980.

[6] Tat, S., Zaporojan, M., Fissgus, K. *Explozivi şi tehnica împuşcării în industrie.* Ed. tehnică, Bucureşti, 1985.

[7] Popa, A., Fodor, D. *Procedee de extragere. Manualul inginerului de mine.* Vol. III, Ed. tehnică, Bucureşti, 1986.

[8] Fodor, D. *Explozivi minieri. Manualul inginerului de mine.* Vol. III. Ed. tehnică, Bucureşti, 1986.

[9] Leţu, N., Semen, C. *Săparea şi susţinerea lucrărilor miniere.* Vol. I, Litografia Institutului de Mine Petroşani, 1979.

[10] Guşcin, V. I. *Culegere de probleme în tehnica folosirii explozivilor.* Ed. tehnică, Bucureşti, 1974.

[11] *** *Norme de protecţia muncii în exploatările miniere la zi.* Ediţia 1983.

Energia gravitaţională şi aplicaţiile ei în minerit (II)

Ing. **I. Muste**
Combinatul minier Cluj-Napoca

3.2. Utilaje şi sisteme de alimentare a mijloacelor de transport gravitaţional

Alimentarea mijloacelor de transport gravitaţional şi înmagazinare se realizează prin mecanisme, dispozitive şi instalaţii adaptate la sistemele de transport ce se utilizează.

Ca o regulă generală este faptul că gura de alimentare este prevăzută cu grătar pentru controlul dimensiunilor materialului ce se introduce. Sînt rare cazurile în care se face excepţie de la această regulă.

Sistemul de transport cu benzi

Deversarea materialului se face gravitaţional, direct de pe bandă, în cazul în care se alimentează un singur siloz, sau prin intermediul unei benzi reversibile (fig. 13), în situaţia în care se alimentează o baterie de silozuri.

Sistemul de transport pe cablu

Deversarea sau golirea materialului se realizează tot gravitaţional — în timpul mersului — prin intermediul unei pîrghii de blocare *5* (fig. 14), care, în momentul în care vine în contact cu pîrghia de declanşare a golirii *7*, fixată pe

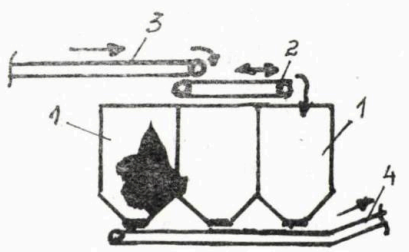


Fig. 13. Sistem de deversare şi distribuire a materialului prin benzi reversibile: *1* — siloz; *2* — bandă reversibilă; *3* — bandă de alimentare; *4* — bandă de evacuare.

calea de rulare, produce deblocarea cutiei vagonetului *4*, care, datorită excentricităţii de fixare în cadrul *3*, se roteşte în jurul acesteia, iar materialul se goleşte gravitaţional în siloz.

O dată cu golirea materialului din cutia *4* a vagonetului, aceasta îşi schimbă centrul de greutate în axa de fixare în cadrul *3*, datorită contragreutăţii *6* ce-i este ataşată, astfel că

este obligată să revină din nou în poziţia iniţială utilizării energiei gravitaţionale.

Pîrghia de declanşare a golirii *7* poate fi mutată şi fixată pe calea de rulare după dorinţă, în locurile de golire prestabilite.

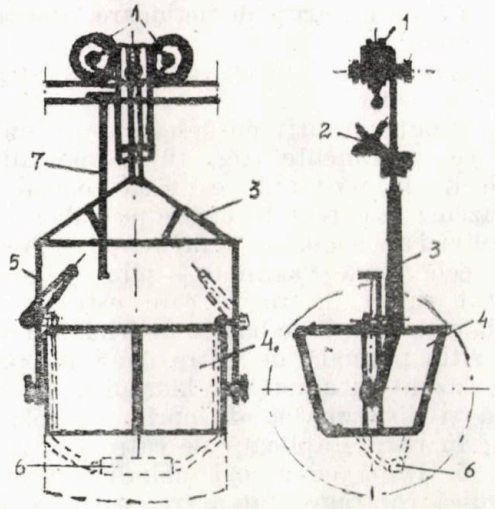


Fig. 14. Sistem de golire a vagonetelor de funicular: *1* — — dispozitiv de rulare; *2* — dispozitiv de cuplare; *3* — cadru; *4* — cutie de vagonet; *5* — pîrghie de blocare; *6* — contragreutate; *7* — pîrghie de declanşare a golirii.

Transportul auto

La utilizarea transportului auto golirea materialului se efectuează prin basculare de pe rampe special amenajate (fig. 15).

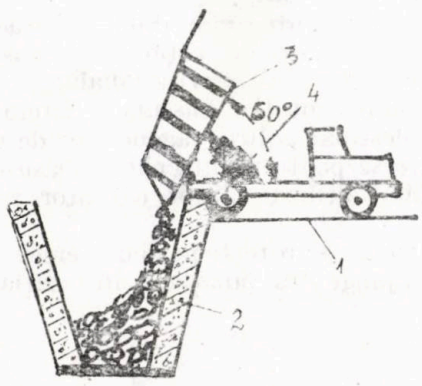


Fig. 15. Golirea materialului din benă prin basculare: *1* — rampă de golire; *2* — siloz; *3* — benă; *4* — cilindru de basculare.

Pentru a folosi şi aici, într-o oarecare măsură, energia gravitaţională, la bascularea materialului din bandă se pot utiliza rampe de descărcare, avînd o înclinare de pînă la 30° (fig. 16), care conferă următoarele avantaje :

— timpul de basculare se reduce aproximativ la jumătate, prin reducerea la jumătate a cursei de basculare ;

— se utilizează numai primele două trepte ale cilindrilor hidraulici telescopici, unde puterea disponibilă de basculare este cu 224 — 325% mai mare decît puterea ultimei trepte, cu implicaţii favorabile în încărcarea la capacitate a autovehiculului, chiar dacă pompa de basculare este mai uzată şi are un randament mai scăzut ;

— în intervalul 0 — 30° utilizat, forţa necesară basculării este mai mică cu 13%.

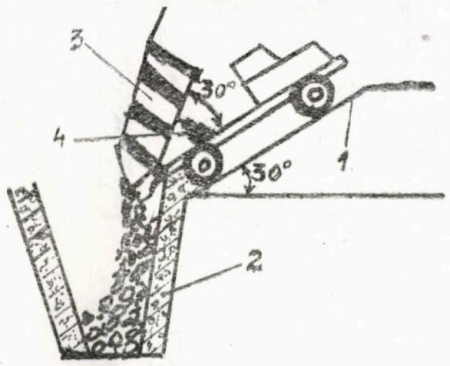


Fig. 16. Golirea materialului prin basculare de pe o rampă înclinată: *1* — rampă; *2* — siloz; *3* — benă; *4* — cilindru de basculare.

Un alt dispozitiv de golire a materialelor în vrac direct într-un siloz din camioane ce nu posedă sistem de basculare este prezentat în figura 17, din care rezultă că autovehiculul trebuie să staţioneze deasupra silozului, iar după desfacerea obloanelor laterale şi din spate se manevrează, prin coborîre, plugul *2* fixat în suporţii *1*, pînă ce ajunge la o distanţă de circa 1 cm de platforma camionului, în partea dinspre cabină, respectiv în spatele materialului încărcat. În continuare, camionul este introdus în viteza I şi se deplasează în sensul de a părăsi locul de golire, iar materialul din el este reţinut de plugul *2* şi obligat să se golească gravitaţional în siloz.

În această situaţie, rampa sau calea de rulare pe care staţionează camionul este perfect orizontală şi executată din materiale ce au o mare aderenţă, respectiv coeficient de frecare mare cu roţile camionului, cum ar fi : betonul, lemnul, cauciucul etc.

Într-o altă variantă, rampa de golire poate fi executată sub forma unui sistem de deplasare cu acţionare proprie, cum ar fi : împingătoare hidraulice, lanţuri împingătoare, bandă transportoare, astfel că, o dată cu acţionarea sistemului din rampa de golire în sensul de ieşire, materialul din camion se goleşte în siloz, în timp ce camionul părăseşte rampa, după care sistemul de acţionare este readus în poziţia de primire a unui alt camion.

Transportul pe cale ferată

La transportul pe calea ferată, mijloacele de golire sînt realizate atît pentru golirea individuală a vagonetelor decuplate, cît şi pentru golirea garniturii de tren în timpul mersului.

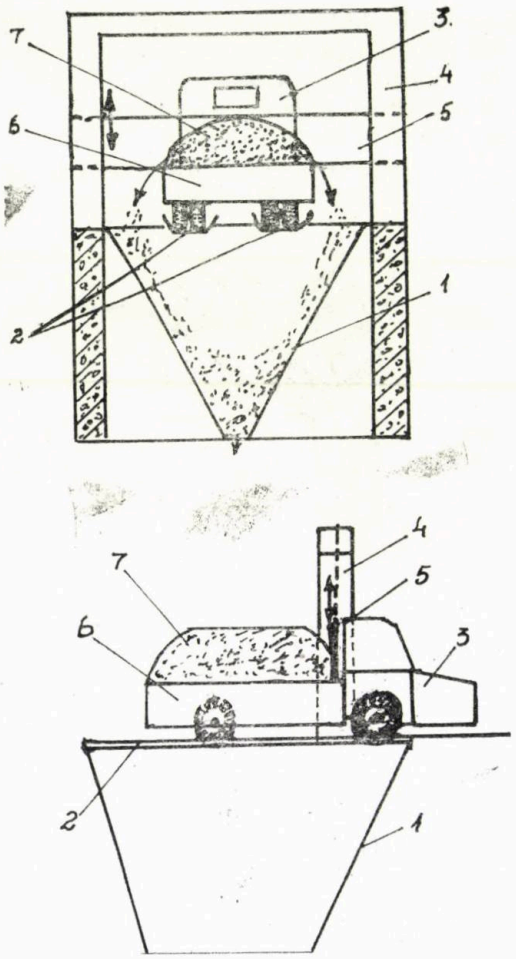


Fig. 17. Dispozitiv de golire a materialului din maşini carosate, fără sistem de basculare: *a* — vedere din spate; *b* — vedere laterală; *1* — siloz sau buncăr de golire; *2* — cale de parcare a autocamionului în timpul golirii; *3* — autocamion; *4* — cadru fix sau mobil de susţinere; *5* — dispozitiv de golire a materialului; *6* — benă; *7* — materialul supus golorii.

Ca dispozitive sau instalaţii de golire individuală a vagonetelor, prezentăm următoarele.

● Culbutor rotativ cu descărcare laterală cu un compartiment (fig. 18). Este format dintr-o colivie executată din două inele (la capete), solidarizate între ele prin profiluri de oţel. Colivia se reazemă liber, prin intermediul inelelor de la capete, pe două perechi de role.

Rotirea coliviei se realizează de către una din perechile de role pe care se sprijină şi este antrenată de un grup de acţionare. Rotirea se face pe 360°.

Culbutorul mai este prevăzut şi cu sistem de frînare a rotirii.

● Culbutor rotativ cu descărcare laterală cu două compartimente (fig. 19) format dintr-o colivie dublă, montată pe un ax central *2*, ce se reazemă la capete în lagăre pe palier. Rotirea coliviei are loc datorită diferenţei de greutate între cele două vagonete — plin şi gol. La sfîrşitul cursei de rotire, care este de 180°, colivia este frînată de banda de frînă *3* şi oprită în poziţia normală de către două dispozitive *4*, prevăzute cu amortizor hidraulic. Frîna cu bandă şi dispozitivele de oprire cu rolă sînt ţinute în poziţie aplicată de către contragreutatea *5*. După ce a fost schimbat vagonetul, se ridică contragreutatea, respectiv se eliberează frîna şi se scot rolele dispozitivelor de oprire de sub saboţii *6* cu ajutorul cilindrului pneumatic *7*. Posibilitatea rotirii în sens invers a coliviei este eliminată de către opritorul de sens *8*, care este ţinut apăsat continuu pe coroana dinţată, montată pe periferia coliviei, de către o contragreutate. Pentru redresarea culbutorului în cazul în care se opreşte într-o poziţie nedorită, acesta dispune de un dispozitiv pneumatic *9* sau de o pîrghie *10* şi un dispozitiv manual.

Avantajul culbutoarelor duble este acela că nu necesită motor de acţionare, folosind în acest scop energia gravitaţională.

● Culbutor rotativ basculant lateral sfert (fig. 20), destinat golirii vagonetelor de pînă la 1 m³, care se poate monta chiar deasupra căii ferate, fiind utilizat drept culbutor semistaţionar.

Partea mobilă se roteşte pe două perechi de role pentru a ajunge din poziţia I în poziţia a II-a

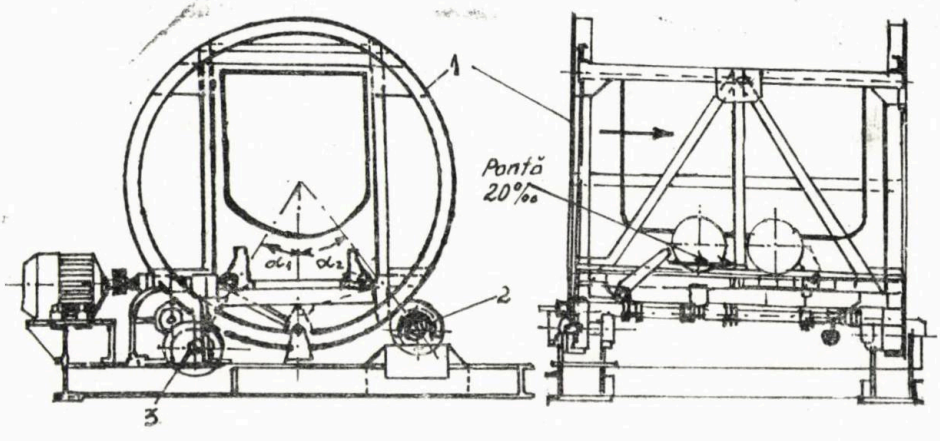


Fig. 18. Culbutor rotativ cu descărcare laterală: *1* — colivie; *2* — rolă liberă; *3* — rolă motoare.

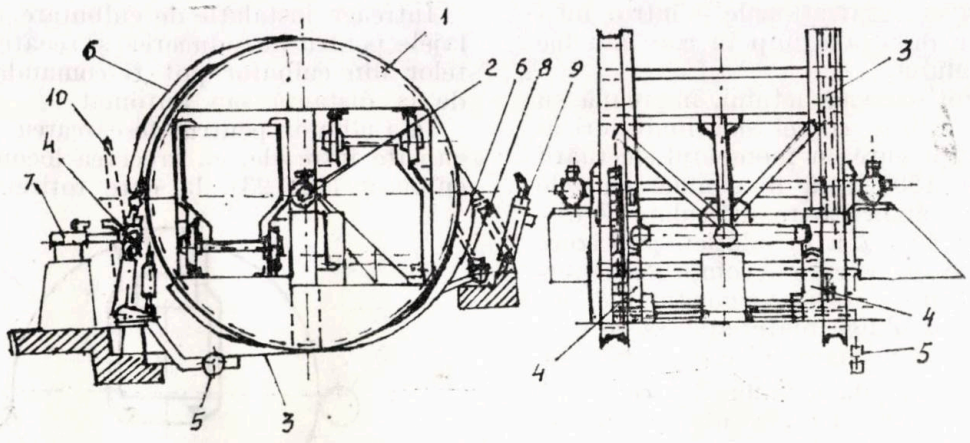


Fig. 19. Culbutor rotativ cu descărcarea laterală cu două compartimente: *1* — colivie; *2* — ax central; *3* — bandă de frînă; *4* — dispozitiv hidraulic de frînare; *5* — contragreutate; *6* — saboți; *7* — cilindru pneumatic; *8* — opritor de sens; *9* — dispozitiv pneumatic de rotire, de rezervă; *10* — pîrghie pentru rotire manuală.

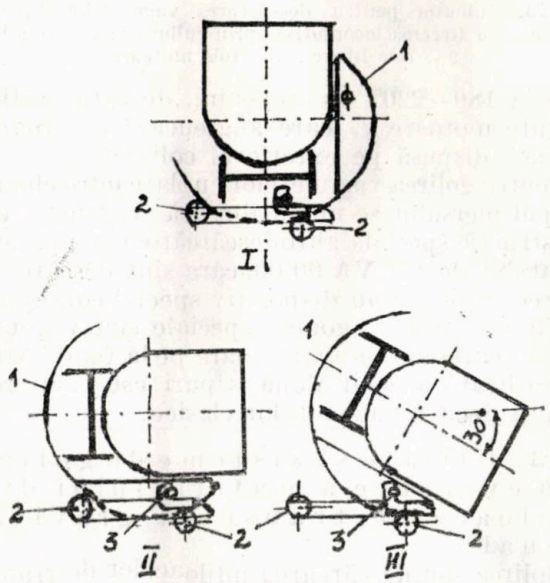


Fig. 20. Culbutor rotativ basculant sfert: *1* — colivie; *2* — role libere; *3* — ax de rotație și basculare.

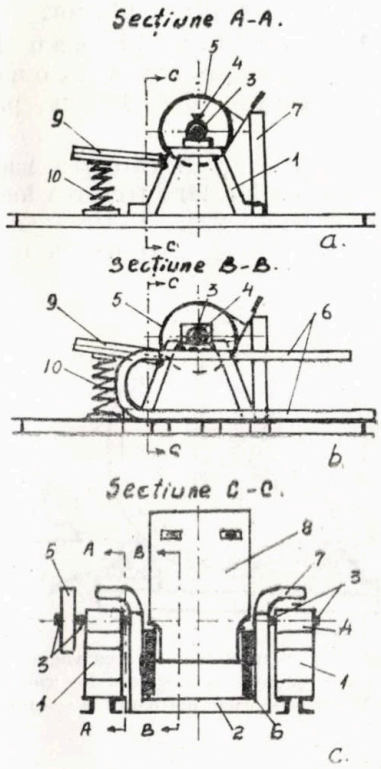


Fig. 21. Culbutor rotativ basculant frontal: *a* — secțiune A—A; *b* — secțiune B—B; *c* — secțiune C—C; *1*— cadru fix; *2* — cadru mobil rotativ; *3* — axă de rotație; *4* — lagăr; *5*— frînă; *6* — cale ferată de ghidaj și fixare a vagonetului în cadrul mobil; *7*— suporți de limitare a mișcării de rotație; *8* — vagonet; *9* — tampon opritor elastic; *10*— — arc elicoidal de susținere a tamponului.

și apoi se basculează pentru a ajunge în poziția a III-a.

● Culbutor, rotativ, basculant frontal (fig. 21), este destinat cu precădere formării haldelor sau golirii într-un siloz situat la capătul unei linii de cale ferată a vagonetelor de pînă la 1 m³ capacitate.

Culbutorul este format dintr-un sector de cale ferată cap de linie sprijinit pe un ax *3* ce se reazemă cu capetele în două lagăre palier *4*. Pentru fixarea vagonetului în dispozitivul de golire, roțile acestuia pătrund într-un suport cadru *6* situat la partea de sus a șinelor, care este format dintr-un profil cornier și care nu permite detașarea vagonetului din culbutor.

Datorită inerției cu care pătrunde vagonetul în culbutor și schimbării centrului de greutate, mișcarea de translație se transformă — sub

influența energiei gravitaționale — într-o mișcare de rotație de 180°, timp în care are loc golirea materialului.

O dată cu rotirea vagonetului, împreună cu culbutorul, se rotesc și cei doi limitatori ai mișcării de rotație care, în momentul efectuării unei rotații de 180°, intră în contact cu cele două tampoane amortizoare articulate *9*, dispuse pe partea fixă *1* a instalației, prevăzute cu arcuri spirale *10*, pe care le comprimă puternic și opresc brusc rotația vagonetului *8*, iar prin șocul produs obligă materialul să se dezlipească de pereții vagonetului care se golește.

În continuare, energia acumulată în cele două arcuri spirale imprimă culbutorului și vagonetului gol *8* mișcare de rotație, de sens contrar, care îl aduce în poziția normală, poziție în care este oprită rotația de suporții opritori de rotație *7*, fixați pe șina de cale ferată, și stabilizează această poziție cu ajutorul frînei *5*, după care vagonetul este scos din culbutor.

Dintre dispozitivele sau instalațiile de golire a vagonetelor din garnitura de tren prezentăm următoarele.

● Culbutor pentru descărcarea vagonetelor cuplate între ele, dar fără trecerea locomotivei prin culbutor (fig. 22). Rotirea coliviei se realizează cu un lanț *4*, antrenat de un grup de

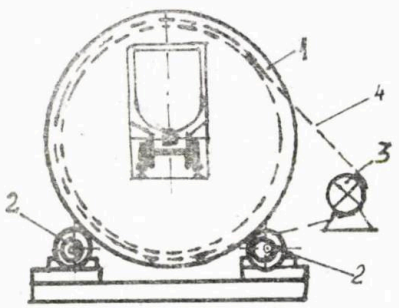


Fig. 22. Culbutor pentru descărcarea vagonetelor cuplate între ele, dar fără trecerea locomotivei : *1* — colivie ; *2* — role libere *3* — role motoare : *4* — lanț.

acționare. Rotirea poate fi la 360° sau la 180—200°, cu revenire. Rotirea parțială cu revenire se folosește îndeosebi atunci cînd în culbutor este montat un vibrator pentru curățarea vagonetelor, ceea ce simplifică alimentarea cu energie a vibratorului.

Culbutorul mai este dotat cu un sistem de frînă și un opritor, pentru oprirea precisă în poziția necesară schimbării vagonetului.

În cazul golirii vagonetelor din garnitură, culbutorul este astfel conceput, încît dispozitivul de cuplare a vagonetelor să fie dispus pe centrul axei de rotație a culbutorului, în vederea utilizării dispozitivelor automate de cuplare.

Întreaga instalație de culbutare, inclusiv utilajele pentru introducerea și scoaterea vagonetelor din culbutor pot fi comandate manual, de la distanță sau automat.

● Culbutor pentru descărcarea vagonetelor cuplate între ele, cu trecerea locomotivei prin culbutor (fig. 23), la care rotirea coliviei se

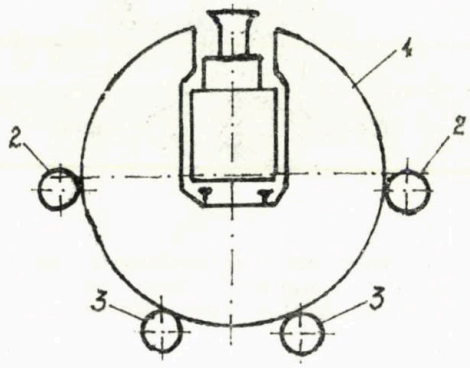


Fig. 23. Culbutor pentru descărcarea vagonetelor cuplate între ele, cu trecerea locomotivei prin culbutor : *1* — colivie ; *2* — role libere ; *3* — role motoare.

face la 180—220° cu revenire, de către roțile dințate motoare *2*, care angrenează o coroană dințată dispusă pe exteriorul coliviei.

Pentru golirea vagonetelor cuplate între ele, în timpul mersului se mai utilizează vagonete de construcție specială autodescărcătoare cu perete rabatabil de tip VA.00.00, care sînt descărcate la trecere printr-un dispozitiv special conceput.

Un alt tip de vagonete speciale sînt vagonetele cu cutie autodescărcătoare pe la fund. Aria de utilizare a celor două tipuri este mai restrînsă decît a vagonetelor clasice.

3.3. Utilaje și sisteme de golire sau evacuare a materialului din mijloace de transport gravitațional

Golirea sau descărcarea mijloacelor de transport gravitațional sau de depozitare într-un alt mijloc de transport sau într-un utilaj dintr-un flux tehnologic se realizează printr-o serie de dispozitive și utilaje adecvate, care pot asigura un debit constant sau un debit variabil.

Alimentatoare

Utilajele care realizează atît închiderea și deschiderea curentului de material, cît și reglarea debitului poartă denumirea de alimentatoare.

Aceste utilaje se folosesc întotdeauna cînd materialul se încarcă dintr-un siloz sau dintr-un rostogol pe un mijloc de transport cu debit constant (transportor cu raclete, bandă transportoare, funicular etc.) sau se alimentează un utilaj dintr-un flux tehnologic (concasor, ciur, moară etc.).

Alimentatoarele asigură o încărcare mai corectă și uniformă a vagonetelor și reduc acciden-

tele comparativ cu închizătoarele, în schimb au construcţii mai complicate, sînt mai costisitoare şi consumă multă energie. Pentru aceea ele se recomandă la încărcarea vagonetelor numai în staţii cu durată mare de exploatare şi de mare capacitate (staţii de funicular, rostogoluri colectoare de lungă durată etc.).

lanţurilor care sînt acţionate printr-un arbore cu stele.

Pentru a opri materialul fin ce curge printre lanţuri se poate prevedea o îmbunătăţire prin aplicarea unui mic jgheab articulat care se ridică în momentul opririi lanţurilor şi revine la poziţia normală în momentul pornirii lan-

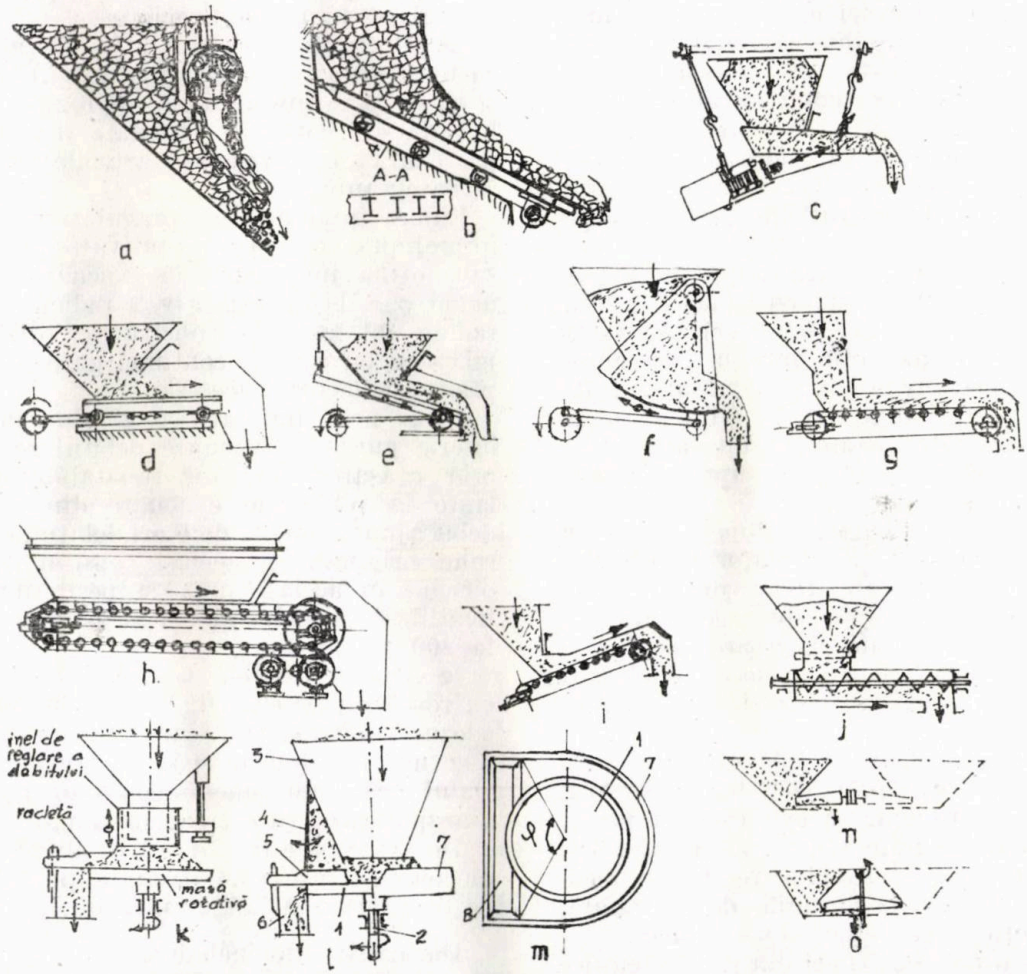


Fig. 24. Schema de principiu a unor tipuri de alimentatoare: *a* — alimentator cu lanţuri; *b* — alimentator vibrant; *c* — alimentator vibrant suspendat; *d* — alimentator cu sanie orizontal; *e* — alimentator cu sanie înclinat; *f* — alimentator oscilant suspendat; *g* — alimentator cu bandă; *h* — alimentator cu plăci metalice; *i* — alimentator cu bandă rotativă; *j* — alimentator cu melc; *k* — alimentator cu masă rotativă; *l* şi *m* — alimentator cu masă rotativă de construcţie specială; *n* — alimentator tip plug; *o* — alimentator cu roată cu palete; *1* — disc; *2* — ax; *3* — pîlnie; *4* — fereastră basculantă reglabilă; *5* — racletă reglabilă; *6* — jgheab; *7* — prag sau cofraj; *8* — gură de evacuare.

Alimentatoarele se prezintă într-o diversitate de construcţii, folosind diferite principii şi se aleg în funcţie de condiţiile de lucru (în subteran sau la suprafaţă), de felul materialului şi de debitul pe care trebuie să-l realizeze.

În cele ce urmează vom face o prezentare succintă a celor mai cunoscute tipuri de alimentatoare.

● Alimentatoarele cu lanţuri (fig. 24 *a*) se prezintă sub forma unei construcţii intermediare între alimentator şi închizător, întrucît nu asigură o reglare precisă a debitului şi nu închide cu promptitudine curentul de material. Reglarea debitului se face prin variaţia vitezei

ţurilor, realizînd astfel o eficienţă mai mare a închiderii şi deschiderii fluxului de material ce se alimentează. Înclinarea jgheabului trebuie să fie mai mare cu 2 — 5° faţă de unghiul de frecare internă a materialului.

Acest alimentator are o construcţie simplă, multă siguranţă în funcţionare, poate lucra în cazul materialelor tari şi cu granulaţie mare, consumă foarte puţină energie (numai pentru acţionarea lanţurilor, deoarece alimentarea propriu-zisă se face utilizînd energia gravitaţională, ca şi în cazul închizătoarelor). Se recomandă la minereuri.

● Alimentatoare vibrante. În figura 24 *b* este prezentat un alimentator vibrant, aplicabil

la condițiile grele din minele de minereuri sau chiar la evacuarea minereului din abataj. Este format dintr-o platformă vibrantă, așezată pe traverse de lemn, care este ancorată articulat la partea superioară, iar vibratorul cu masă excentrică este aplicat la partea inferioară.

Este o construcție foarte robustă și are unghiul de înclinare a platformei cu 3 — 5° mai mic decît unghiul de frecare internă a materialului; consumul de energie este oarecum scăzut.

În figura 24 *c* este prezentat un alimentator vibrant suspendat, utilizat cu preponderență la gurile silozurilor de la suprafață, la materiale cu o granulație medie spre mică, avînd avantajul de a-și regla debitul prin variația frecvenței pe cale electrică.

● Alimentatoarele cu jgheab oscilant pot fi orizontale (fig. 24 *d*) sau cu jgheab, avînd o înclinare de 10 — 20° (fig. 24 *e*). Variația debitului se realizează prin variația frecvenței sau amplitudinii, precum și prin variația înălțimii curentului de material, cu ajutorul unui registru. Aceste alimentatoare sînt larg utilizate atît în subteran, cît și la suprafață, atît la cărbune, cît și la minereuri.

Ca o variantă particulară a alimentatoarelor oscilante se prezintă alimentatorul oscilant suspendat (fig. 24 *f*), care are un consum mult mai redus de energie și este recomandat — îndeosebi — pentru condiții ușoare de lucru, ale gurilor de silozuri. Cu unele îmbunătățiri constructive poate fi adaptat și pentru condiții grele.

● Alimentatoarele cu bandă obișnuită din cauciuc (fig. 24 *g*) au o construcție simplă, pot asigura debite mari și uniforme, la viteze mici ale benzii, de numai 0,1 — 0,3 m/s, avînd un consum de energie destul de redus. Se recomandă a se utiliza la silozurile de suprafață, pentru materiale cu abrazivitate redusă.

● Alimentatoare cu bandă din plăci metalice (fig. 24 *h*), la care banda poate avea role ce se deplasează pe ghidaje sau rolele sînt fixate în ghidaje și lanțul se deplasează peste ele. Aceste alimentatoare se recomandă a fi utilizate în special la suprafață, pentru materiale grele, în bucăți mari și de orice duritate.

Alimentatoarele cu bandă obișnuită sau din plăci metalice pot avea și o construcție înclinată (fig. 24 *i*).

● Alimentatoarele cu melc (fig. 24 *j*), se utilizează în special în uzinele de preparare, pentru materiale ușoare, cu coeficient mic de frecare, sfărîmate fin și care degajă praf. Aceste alimentatoare au o construcție închisă, iar variația debitului se realizează printr-un registru orizontal, situat la alimentare, precum și prin schimbarea turației melcului.

● Alimentatoarele cu masă rotativă (fig. 24 *k*) se utilizează la evacuarea materialului din silozuri și alimentarea unor sisteme de transport sau utilaje din uzinele de preparare. Se recomandă pentru materiale ușoare, cu granulație sub 100 mm. Mărimea bucăților de materiale se recomandă să nu depășească 0,05—0,06 din diametrul mesei rotative.

Variația debitului se realizează variind adîncimea la care racleta este introdusă în material, precum și prin ridicarea sau coborîrea inelului de reglare a gurii de evacuare.

● O variantă îmbunătățită de alimentator cu masă rotativă este prezentată în figura 24 *l* și *m*, la care lipsește inelul de reglare a debitului, dar în conul de evacuare din siloz este prevăzută o fereastră articulată, reglabilă și basculantă.

Rama, împreună cu pragul sau cofrajul ce împrejmuiește masa rotativă sînt decupate sub forma unei guri de evacuare, avînd un unghi $\varphi \approx 115°$, respectiv 2 radieni față de 1 radian cît este în construcție originală, iar jgheabul cu care se continuă gura de evacuare păstrează lățimea acesteia.

Dacă prin dublarea unghiului în care se înscrie gura de evacuare debitul se dublează, prin atașarea ferestrei rabatabile sau basculante la pînia de evacuare din siloz, acest debit ajunge pînă la de 6 ori debitul alimentatorului original, cu același consum de energie, oferind, în același timp, și posibilitatea de a fi utilizat la materiale avînd o granulație pînă la 200 — 250 mm.

● Alimentatoarele tip plug (fig. 24 *n*) și cu roată cu palete (fig. 24 *o*) sînt utilizate la silozurile de suprafață, care au gura de evacuare ongitudinală (cu prispă) și deversează materialul printr-un jgheab continuu pe o bandă transportoare, care trece în lungul silozurilor.

Deversarea se face de către plugul sau roata cu palete, care sînt montate pe un cărucior ce face curse în lungul silozului.

Dispozitive de închidere

Aceste dispozitive, prezentate în figura 25 realizează numai deschiderea și închiderea gurii de evacuare din rostogol sau din siloz, nu și reglarea debitului, fapt pentru care se folosesc numai atunci cînd încărcarea se face în vagonete, vagoane de cale ferată, autobasculante, remorci etc., respectiv în mijloace de transport discontinuu.

Debitul realizat cu ajutorul închizătoarelor se poate calcula cu formula generală a instalațiilor de transport continuu:

$$Q = 3\,600 F_0 . v . \psi . \gamma, \text{ t/h}, \qquad (24)$$

unde:

F_0 este secțiunea de evacuare din siloz, m²;
v — viteza de curgere a materialului m/s;
ψ = 0,5 — 0,7 coeficient de umplere a gurii de evacuare;

γ — greutatea volumetrică a materialului, t/m³.

Întrucît viteza de curgere a materialului din siloz este specifică pentru fiecare material în parte, determinarea ei în mod teoretic este dificilă, fapt pentru care se procedează — în mod indirect — prin măsurarea timpului în care se evacuează o anumită cantitate de material din siloz. Cunoscînd cantitatea de material evacuat și timpul în care a fost evacuat, se procedează la calculul vitezei cu formula :

$$v = \frac{Q_1}{F_0 \cdot \psi \cdot \gamma \cdot t}, \text{ m/s}, \qquad (25)$$

unde :

Q_1 este cantitatea de material evacuat, t ;

t — timpul în care a fost evacuat, s.

Închizătoarele trebuie să aibă o construcție simplă, robustă, gabarit redus, să se închidă și deschidă ușor, să asigure o curgere ușoară și dirijată a materialului, să permită o ușoară reglare a debitului de material și să se închidă etanș.

Pentru evacuarea materialului cu ajutorul închizătoarelor nu se folosește decît energia gravitațională.

Alegerea tipului de închizător depinde de durata de serviciu, de felul materialului, de înălțimea coloanei de material pe care trebuie să o preia, de capacitatea de trecere și de condițiile de lucru (subteran sau suprafață).

În continuare vom face o prezentare succintă a schemelor de principiu ale celor mai cunoscute tipuri de închizătoare.

• Închizătorul cu șubăr (fig. 25 *a*) are o construcție simplă, dar se acționează greu, deoarece prinde bucăți mari de material, neînchizînd complet. Se poate utiliza numai la materiale ușoare, cu granulație mică, unde debitul necesar este mai mic.

• Închizătorul cu jgheab mobil (fig. 25 *b*) poate fi acționat manual sau cu ajutorul unui cilindru pneumatic. Are o construcție simplă, dar necesită înălțime mare, iar în momentul închiderii bucățile de material ce se deplasează cu viteză mare pot fi aruncate peste vagonet, fapt pentru care este utilizat mai rar.

• Închizătoarele cu sector mobil (fig. 25 *c*), precum și cu două sectoare mobile (fig. 25 *e*) se pot utiliza numai la suprafață, îndeosebi la cărbuni sau materiale ușoare și cu granulație mică. Ele nu pot prelua coloane mari de material.

• Închizătoarele cu un sector (fig. 25 *f* și *g*) au o construcție simplă și nu ocupă spațiu mare, dar nu închid complet curentul de material, atunci cînd prind bucăți tari de material în timpul operației de închidere. Se utilizează la roci și materiale ce nu au o tărie mare.

• Închizătoarele cu două sectoare (fig. 25 *h* și *i*) asigură o închidere mai bună a curentu-

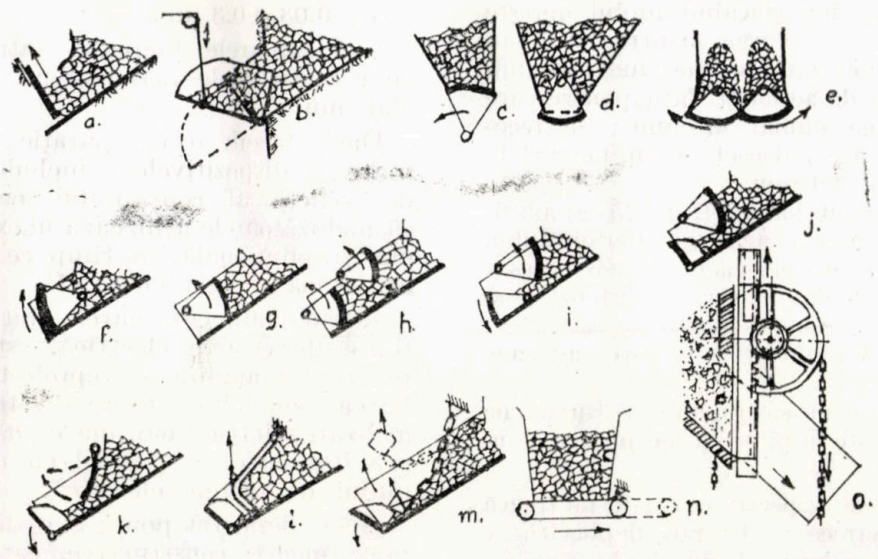


Fig. 25. Schema de principiu a unor tipuri de închizătoare : *a* — închizător șurub ; *b* — închizător cu jgheab mobil ; *c* și *d* — închizătoare cu un sector ; *e* — închizător cu două sectoare ; *f* și *g* — închizătoare cu un sector ; *h* și *i* — închizătoare cu două sectoare ; *j* — închizător cu sector și jgheab mobil ; *k* — închizător cu oblon rabatabil superior și jgheab mobil ; *l* — închizător cu bare îndoite și jghea bmobil ; *m* — închizător cu lanțuri și jgheab mobil ; *n* — închizător cu bandă ; *o* — închizător plan.

lui de material decît cele cu un sector, deoarece sectorul care se închide primul și se deschide ultimul are rolul de a regla curentul de material și de a face o închidere grosieră, iar cel inferior de a închide complet curentul de material mărunt ce mai curge după închiderea sectorului superior, respectiv de a face o închidere fină. Cu toate acestea, pe sub sectorul inferior mai poate curge material fin atunci cînd se prind bucăți tari, fapt pentru care se recomandă în special, la cărbune.

Au o construcție simplă, înălțime mică și se manevrează ușor.

● Închizătorul cu un sector și cu jgheab mobil (fig. 25 *j*) permite închiderea și oprirea completă a curentului de material, fapt pentru care se recomandă a fi utilizat atît la cărbune, cît și la mineruri sau alte roci, avînd dimensiuni de pînă la 400 mm, este simplu și ușor de manevrat și întreținut.

● Închizătorul cu oblon rabatabil superior (fig. 25 *k*), care oprește partea principală a curentului de material, și cu jgheab mobil, care oprește curentul de material mărunt ce trece pe sub oblonul superior, are avantajul de a închide complet și ușor curentul de material; are gabarit redus, este simplu de acționat și întreținut.

Se recomandă a fi utilizat la toată gama de roci și substanțe minerale utile, atît din punctul de vedere al tăriei, cît și al granulației materialelor ce se rulează prin el.

Deoarece oblonul superior se închide mai greu, se recomandă a fi acționat mecanic sau pneumatic.

● Închizătoarele cu bare îndoite și jgheab mobil (fig. 25 *l*) sau cu lanțuri cu jgheab mobil (fig. 25 *m*) au avantajul că pot opri ușor bucățile mari de minereu, iar jgheabul mobil oprește materialul mărunt, ce curge printre bare sau lanțuri. Aceste închizătoare sînt mai voluminoase și mai greu de acționat, fapt pentru care acționarea se face numai mecanic; se recomandă a fi utilizate îndeosebi la minereuri în bucăți de pînă la 800 mm.

● Închizătorul cu bandă (fig. 25 *n*) obturează complet gura de evacuare a materialului, iar pentru deschidere și evacuare este necesar ca banda să fie deplasată (trasă) lateral pînă ce se creează o gură de evacuare satisfăcătoare, prin care materialul se golește sau cade gravitațional.

Atunci cînd dorim să închidem fluxul de material, banda este împinsă la loc pentru obturarea secțiunii.

Organul de lucru, respectiv covorul, nu freacă pe material, deoarece în timpul deplasării se rotesc cei doi tamburi. Acest închizător nu poate prelua o coloană prea mare de material și se recomandă, cu precădere, la silozuri de suprafață și la materiale cu o granulație sub 200 mm.

● Închizătoarele plane (fig. 25 *o*), care pot fi verticale sau orizontale, au o construcție simplă, înălțime mică, dar au dezavantajul că închiderea și deschiderea se realizează mai greoi; pentru materiale abrazive se recomandă cele verticale. Au utilizare la închiderea gurilor de siloz.

În vederea creșterii productivității muncii, a ușurării muncii operatorului, a încărcării la capacitate a vagonetelor sau a altor mijloace de transport, precum și a reducerii cantității de material ce cade în afara mijlocului de transport și, în același timp, a reducerii numărului de accidente, se recomandă ca toate închizătoarele gurilor de rostogol sau ale silozurilor să fie acționate mecanic, de regulă cu cilindri pneumatici sau hidraulici.

Înclinarea fundului rostogolului și a jgheabului trebuie să asigure o curgere ușoară a materialului, dar nu se recomandă să fie nici prea mare, deoarece se oprește greu curentul de material. În funcție de materialul ce se transportă, precum și de materialul din care este confecționat jgheabul, se recomandă valori cuprinse între 40 și 60°.

Pentru evitarea blocărilor, lățimea gurii de rostogol trebuie să fie de cel puțin trei ori mai mare decît dimensiunea maximă a bucăților de material.

Înălțimea gurii de rostogol se recomandă să fie de 0,6 din lățime pentru material mărunt, iar în cazul bulgărilor mari să fie egală cu lățimea.

În cazul materialelor cu granulație mică, dimensiunea gurii de descărcare va fi de minimum 300 mm.

Viteza de curgere a materialului prin gurile de rostogol este foarte variată și se situează între 0,03 și 0,3 m/s.

Închizătoarele lucrează satisfăcător atunci cînd bucățile de material nu depășesc 400 — 500 mm.

Dacă facem o comparație între alimentatoare și dispozitivele de închidere, din punctul de vedere al consumului energetic, rezultă că închizătoarele utilizează în exclusivitate energia gravitațională, în timp ce alimentatoarele utilizează energia electrică.

Întrucît alimentatoarele sînt mari consumatoare de energie electrică, este necesar a fi reluate în analiză și reproiectate, prin înglobarea unor soluții îmbunătățite, care să vizeze utilizarea într-o mai mare măsură a energiei gravitaționale, în paralel cu reducerea consumului de energie electrică.

Acest deziderat poate fi realizat prin găsirea unor modele constructive, care să se situeze la granița dintre alimentatoare și dispozitivele de închidere.

Un astfel de exemplu poate fi dat alimentatorul cu lanțuri din figura 24 *a*, precum și

alimentatorul cu masă rotativă prezentat în figurile 24 *l* și *m*.

III. 4. *Transportul hidraulic*

Instalațiile de transport hidraulic pot fi clasificate, după felul cum realizează curgerea, în :

- instalații de transport fără presiune, cînd transportul se realizează pe jgheaburi sau pe conducte închise înclinate ;
- instalații de transport sub presiune, cînd transportul se realizează numai pe conducte.

După felul cum se realizează presiunea, se pot clasifica în :

— instalații cu presiune naturală sau cu energie gravitațională, cînd presiunea se creează datorită coloanei de fluid ;

— instalații cu presiune artificială, creată cu ajutorul pompelor de pulpă, pompe de apă, hidro-elevator, aerlift etc.

Energia gravitațională poate fi utilizată, în sens pozitiv pentru efectuarea transportului, în instalațiile fără presiune pe conductă închisă, (fig. 26) sau pe jgheab (fig. 27), precum și în instalațiile sub presiune (fig. 28).

Transportul pe jgheaburi poate atinge debite de pînă la 500 t/h și este utilizat în minele de cărbuni, cînd tăierea se face hidromecanizat, în cariere unde, de asemenea, tăierea substanței minerale utile se face hidromecanizat, la transportul substanței minerale utile din carieră și pînă la instalația de preparare (cariera de nisipuri cuarțoase de la Vălenii de Munte), în instalațiile de preparare etc.

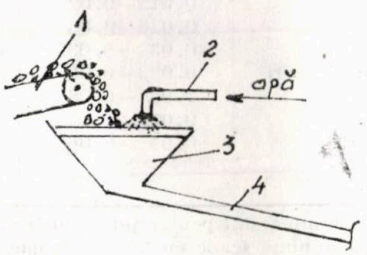


Fig. 26. Instalație de transport hidarulic gravitațional fără presiune pe conductă : *1* — bandă de alimentare ; *2* — conductă de alimentare cu apă ; *3* — pîlnie de alimentare ; *4* — conductă de transport.

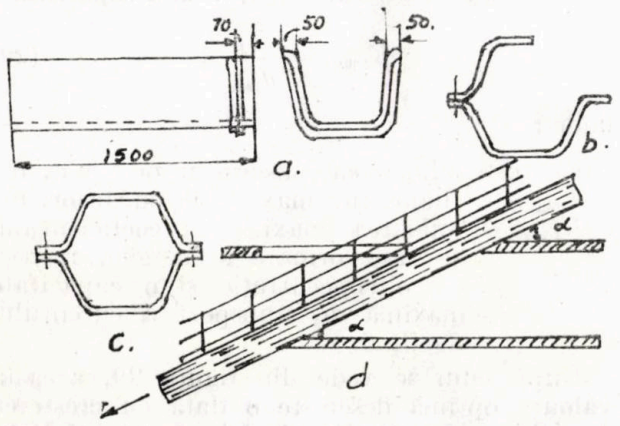


Fig. 27. Instalație de transport hidraulic gravitațional, fără presiune, pe jgheab.

Aceeași utilizare o au și conductele înclinate, prevăzute cu ferestre și capace de vizitare.

Cea mai mare utilizare o au jgheaburile de formă trapezoidală (fig. 27 *a*), din tablă de oțel cu rezistență ridicată la uzură și cu grosimea, de regulă, de 3 mm.

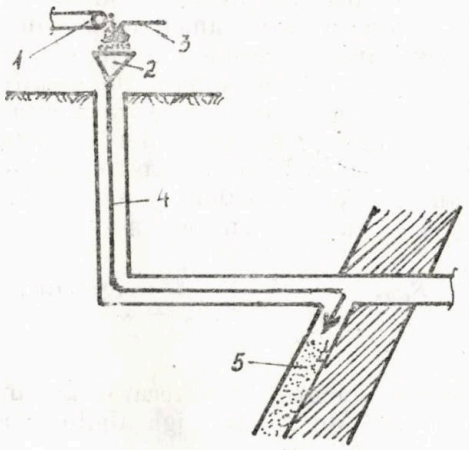


Fig. 28. Instalație de transport hidraulic gravitațional : *1* — bandă de alimentare ; *2* — pîlnie de alimentare ; *3* — sistem de alimentare cu apă ; *4* — conductă de transport ; *5* — abataj.

Pentru mărirea duratei de funcționare a jgheaburilor se practică mai multe soluții, cum ar fi căptușirea fundului jgheabului și uneori și a pereților cu plăci de uzură metalice, cu plăci de bazalt topit, cu bandă de cauciuc, emailate etc.

În vederea montării, unul din capetele jgheabului este mai îngust pentru a putea intra în jgheabul din aval. Montarea jgheaburilor se face fie în canale, fie aerian, pe un eșafodaj construit în acest scop.

În curbe, panta se mărește cu aproximativ 30%, iar jgheaburile se înclină transversal către interiorul curbei. De asemenea, pentru ca pulpa să nu fie aruncată afară, se pot monta capace parțiale sau se acoperă total cu capac (fig. 27 *b* și *c*).

În uzinele de preparare și în locurile unde înclinarea depășește 20°, se utilizează conducte care nu se umplu mai mult de 80% din secțiune, prevăzute cu ferestre și capace de vizitare (fig. 27 *d*), prin care se realizează și înlocuirea blindajelor.

Pentru transportul șlamurilor de nisip se utilizează jgheaburi cu secțiune semicirculară, care opun o rezistență mai mică la mișcare.

Calculul transportului hidraulic pe jgheaburi și conducte înclinate

Cunoscînd debitul ce trebuie transportat V_m (m³/h), se poate calcula cantitatea de pulpă

necesară, cu expresiile :

$$V_p = \frac{V_m}{S},\ \text{m}^3/\text{h}$$

și :

$$V_p = V_m + V_o, \qquad (26)$$

unde :

V_p este debitul de pulpă, m^3/h ;
V_o — debitul de apă, m^3/h ;
V_m — debitul de material, m^3/h ;
S — concentrația amestecului, m^3/m^3.

În cazul tăierii hidromecanizate, concentrația amestecului este cea impusă de condițiile de dislocare a rocii, dar trebuie verificată și din punctul de vedere al condițiilor de transport.

Concentrația maximă și capacitatea maximă de transport pe jgheaburi a unui curent de pulpă se calculează cu relația :

$$S_{max} = \frac{1}{\rho_m - \rho_a} \cdot \frac{K_t . i}{f_m - i},\ \text{m}^3/\text{m}^3,$$

unde :

f_m este coeficientul de frecare al materialului de fundul jgheabului (tab. 2) ;
i — panta jgheabului ;
K_t — coeficient de transmitere a energiei și care pentru materiale neclasate are valorile :

— pentru steril :

$K_t \approx 0{,}6$, cînd $i = 0{,}007 - 0{,}14$;

— pentru cărbune sau amestec de cărbune cu steril :

$K_t \approx 0{,}3$, cînd $i = 0{,}01$;
$K_t \approx 0{,}6$, cînd $i = 0{,}05$;
$K_t \approx 0{,}8$, cînd $i = 0{,}14$.

Coeficienții de frecare ai diferitelor materiale pe fundul unui jgheab metalic cu apă sînt redați în tabelul 2.

Tabelul 2

Coeficienți de frecare

Felul materialului	Condiții de frecare	
	în repaus, f_r	în mișcare, f_m
Minereu de fier aglomerat	0,562	0,627
Zgură de furnal	0,543	0,894
Cărbune	0,479	0,707
Minereu de fier	0,645	0,730
Gresie	0,539	0,795

Calculul vitezei de curgere v și al pantei jgheabului sau conductei i se bazează pe formula lui Chézy :

$$v = C_0\sqrt{R.i} = \sqrt{\frac{1\,000\ \rho_p}{0{,}206 + \rho_p - 1}} \cdot \sqrt{R.i},\ \text{m/s}, \qquad (27)$$

unde :

v este viteza de curgere, m/s ;
i = tg α (unde α este unghiul de înclinare) ;
R — raza hidraulică (raportul dintre suprafața secțiunii transversale a curentului și perimetrul udat) și se calculează după cum urmează :

$$R = \frac{D}{4} \text{ pentru conducte pline ;} \qquad (28)$$

$$R = \frac{b.h_f}{b + 2h_f} \text{ pentru jgheaburi cu secțiune dreptunghiulară,}$$

unde :

b este lățimea jgheabului, m ;
h_f — adîncimea curentului de fluid (pulpă), m ;
D — diametrul conductei, m.

În tabelul 3 sînt prezentate pantele minime pentru diferite materiale.

Tabelul 3

Pante minime

Felul materialului	Panta minimă, i	
	jgheaburi metalice*), din lemn sau betonate	canale
Argilă	0,015—0,023	0,02—0,03
Nisip fin	0,026—0,03	0,03—0,04
Nisip mijlociu	0,03 —0,035	0,04—0,05
Nisip cu granule mari	0,035—0,05	—
Pietriș mijlociu	0,05 —0,08	
Pietriș mare	0,08—0,10	
Cărbune nesortat	0,05 —0,06	
Steril nesortat		

*) Valorile minime sînt pentru jgheaburile metalice, față de care panta minimă scade cu 30—40% dacă jgheaburile sînt emailate.

Cînd se transportă roci sfărîmate neclasate, ce conțin bucăți cu diametrul maxim $d_{max} > 20$ mm, există o valoare optimă a raportului :

$$K_{t\,max} = \frac{h_f}{d_{max}}, \qquad (29)$$

unde :

h_f este adîncimea curentului de fluid, m ;
d_{max} — diametrul maxim al bucăților, m ;
$K_{t\,max}$ — valoarea maximă a coeficientului de transformare a energiei, respectiv o concentrație și o capacitate maximă de transport a curentului de fluid.

După cum se vede din figura 29, această valoare optimă descrește o dată cu creșterea pantei i a jgheabului. Astfel, pentru cărbune și perete de 0,01 ; 0,02 ; 0,03 și 0,04 corespund valorile lui h_f/d_{max} de 2,5 ; 1,5 ; 1,0 și 0,5. În general, valoarea optimă a acestui raport crește o dată cu creșterea densității și coefici-

entului de frecare a materialului. Astfel, pentru $i = 0{,}03 \ldots 0{,}1$ raportul optim h_f/d_{max} este de $1 \div 0{,}25$ pentru cărbune și $1{,}1 \div 0{,}6$ pentru gresii.

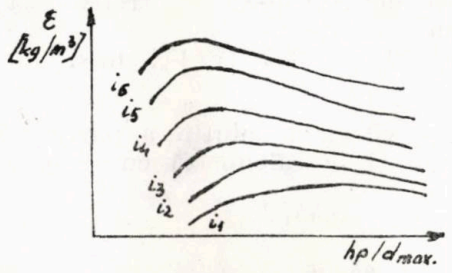


Fig. 29. Variația concentrațiilor

Avînd debitul de pulpă V_p și viteza v, se calculează secțiunea curentului de pulpă cu expresia :

$$F_0 = \frac{V_p}{3600\ v},\ \text{m}^2. \qquad (30)$$

Secțiunea jgheaburilor trapezoidale este de $F \approx 1{,}3\ F_0$, m², căreia îi corespunde o înălțime de umplere a jgheabului de 0,8 h.

Cînd se transportă pulpă cu suspensii fine, ca în cazul transportului apei, se recomandă ca raportul între lățimea jgheabului la fund b și adîncimea jgheabului h să fie $b/h = 2$, iar în cazul unei pulpe cu bucăți mari de material $b/h = 3 \ldots 4$.

Lățimea jgheabului trebuie să verifice și condiția $b \geqslant (1{,}5 \ldots 2)\ d_{max}$. În practică b are următoarele valori : 200 ; 300 ; 400 ; 500 și 600 mm.

Înclinarea pereților laterali ai jgheaburilor este de 60 — 80° ; valoarea minimă se adoptă cînd bucățile de material au dimensiuni mari și s-ar putea înțepeni între ele.

Transportul gravitațional, sub presiune, pe conducte este utilizat îndeosebi la rambleierea paținului exploatat (fig. 28) cu rambleu hidraulic preparat la suprafață sau provenit din sterilul rezultat din uzine de preparare, precum și la alimentarea cu apă a uzinelor de preparare din bazine de creastă sau la alimentarea cu apă de la suprafață a instalațiilor de perforat din subteran.

Presiunea ce se realizează este direct proporțională cu înălțimea coloanei hidrostatice sau cu diferența de nivel.

Conductele utilizate sînt țevi trase la cald, cu grosimea pereților între 9 și 14 mm sau chiar pînă la 40 mm, în unele țări, și diametre de pînă la 600 mm sau chiar mai mari.

Cu cît grosimea peretelui este mai mare, cu atît durata de exploatare este mai mare și cheltuielile de exploatare mai scăzute.

Lungimea conductelor este, în mod normal, de 4 — 6 m pentru subteran și de 8 — 10 m pentru suprafață.

Pentru mărirea rezistenței la uzură a suprafeței interioare, aceasta poate fi tratată prin CIF, placată cu oțeluri antiabrazive sau cu alte materiale rezistente la abraziune, cum sînt bazaltul topit, cauciucul dur, poliuretanul, neoprenul etc.

Pentru materiale foarte abrazive se utilizează conducte de cauciuc.

Pe traseul de conducte se mai găsesc montate și o serie de armături, cum ar fi : robinete de închidere sau reglare a debitului, clapete de reținere, supape de aerisire și evacuator de aer.

Pentru transportul rambleului în subteran, coloana de conducte poate fi instalată în lucrările miniere de deschidere și pregătire care fac legătura dintre suprafață și subteran sau se perforează o gaură de sondă dirijată de la suprafață și pînă la locul ce trebuie rambleiat, gaură care se tubează și prin care se transportă în final rambleul hidraulic.

Calculul transportului gravitațional prin conducte sub presiune

Pentru a transporta un debit de material Q_m (t/h) este necesar un debit de pulpă V_p (m³/h), ce se calculează cu expresia :

$$V_p = V_a + V_m = V_a + \frac{Q_m}{\rho_m},\ \text{m}^3/\text{h}, \qquad (31)$$

unde :

V_a este debitul de apă, m³/h ;

V_m — debitul de material în masiv, m³/h ;

ρ_m — greutatea specifică a materialului în masiv, t/m³.

Debitul de material afînat (în vrac) este :

$$V'_m = V_m \cdot K, \qquad (32)$$

unde :

K este coeficient de afînare.

Concentrația S, diluția X, consistența $\frac{1}{X}$, și densitatea pulpei ρ_p se calculează cu expresiile :

$$S = \frac{V_m}{V_p},\ \text{m}^3/\text{m}^3 ;\quad X = \frac{V_a}{V_m},\ \text{m}^3/\text{m}^3 ;$$

$$\frac{1}{X} = \frac{V_m}{V_a},\ \text{m}^3/\text{m}^3,$$

$$\rho_p = S(\rho_m - \rho_a) + \rho_a,\ \text{t/m}^3, \qquad (33)$$

unde :

ρ_a este densitatea apei, în t/m³.

Avînd valorile lui V_m, V_a și V_p, se calculează diametrul necesar al conductei D cu expresia :

$$D = \sqrt{\frac{4V_p}{3\,600 \cdot \pi \cdot V}},\ \text{m}, \qquad (34)$$

unde :

V este viteza de curgere a pulpei, m/s. Diametrul conductei trebuie să fie de cel puțin 2 — 3 ori mai mare decît diametrul maxim al bucăților de material.

Regula principală pentru ca transportul să se desfășoare în bune condiții într-un mediu fluid este aceea ca bucățile de material să fie transportate în stare suspendată, pentru a se evita depunerea de material, sau — cu alte cuvinte — trebuie să se realizeze o curgere turbulentă în care viteza curenților transversali pe direcția de transport (la o conductă orizontală) să fie mai mare sau cel puțin egală cu viteza limită de cădere (mărimea hidraulică) a bucăților de material.

Concentrația S, viteza de curgere V și rezistențele la mișcare sau pierderile de presiune ale pulpei reprezintă parametrii principali.

Cercetările experimentale urmăresc, în principal, stabilirea curbelor de variație a pierderilor de presiune pe unitatea de lungime de conductă (pantă hidraulică), datorită rezistenței la mișcare a pulpei, în funcție de viteza de curgere, pentru diferite materiale și concentrații ale pulpei.

Viteza care corespunde variațiilor minime ale pierderilor de presiune poartă denumirea de viteză critică și în această zonă de viteză bucățile mai grele cad spre partea inferioară a conductei (în cazul transportului orizontal), iar la viteze inferioare celei critice începe depunerea materialului.

În scopul evitării formării dopurilor, se recomandă ca viteza medie de transport sau curgere V să fie mai mare decît cea critică cu $10 \div 20\%$, în funcție de granulația materialului (cu cît granulația materialului este mai mare cu atît creșterea de viteză trebuie să fie mai mare).

Pentru asigurarea unui regim stabil de transport, experiența practică recomandă pentru consistența pulpei un raport de $\frac{1}{3} \div \frac{1}{4}$ pentru cărbune nesortat și $\frac{1}{4} \div \frac{1}{6}$ pentru steril sau rambleu.

În cazul transportului gravitațional, lungimea conductei L_c trebuie să satisfacă relația :

$$L_c \leqslant (5 \ldots . 6) H_g, \qquad (35)$$

unde :

H_g este înălțimea geodezică între punctul inițial sau de alimentare cu rambleu a instalației și punctul final, respectiv locul de rambleiere.

Debitul de pulpă necesar a fi transportat, în funcție de viteza de curgere a pulpei și de diametrul conductei, se calculează cu relația :

$$V_p = 3\,600 \frac{\pi D^2}{4} \cdot V_{tr}, \text{ m}^3. \qquad (36)$$

Viteza de transport V_{tr} trebuie să aibă valoarea :

$$V_{tr} = (3 - 4)\ V_p, \text{ m/s}, \qquad (37)$$

unde :

V_p este viteza de plutire a particulelor de solid și se calculează cu expresia :

$$V_p = 0{,}55 \sqrt{d \cdot (\rho_m - \rho_a)}, \text{ m/s}, \qquad (38)$$

unde :

0,55 este coeficient care ține seama de forma particulelor ;

d — diametrul maxim al particulelor, cm ;

ρ_m — greutatea specifică a materialului de rambleu, t/m^3 ;

ρ_a — greutatea specifică a apei, t/m^3.

După calcularea vitezei de transport și a diametrului conductei se alege conducta cu diametrul cel mai apropiat prevăzut în STAS.

Pentru diametrul nou ales al conductei se calculează din nou viteza de transport și se verifică dacă satisface relația :

$$V_{tr} = (3 - 4) V_p.$$

Acest diametru al conductei se verifică și la condiția pentru mărimea maximă a granulelor din pulpă :

$$D \geqslant (2{,}5 - 3)\ d.$$

Înălțimea pe verticală H de la care trebuie să se facă transportul pentru o lungime l pe orizontală se calculează cu relația :

$$H = \frac{V_{tr}^2}{2g} \left(L \frac{\lambda}{D_i} + 1 \right), \text{ m}. \qquad (39)$$

Dacă se cunoaște înălțimea H sau ea rezultă din situația existentă pe teren, atunci lungimea maximă a conductei pe care se poate face transportul se calculează cu relația :

$$L = (2\,gH - V_c^2) \frac{D_i}{\lambda V_{tr}^2} = 2gH \frac{D_i}{\lambda V_{tr}^2}, \text{ m}, \qquad (40)$$

unde :

$\lambda = 0{,}04 - 0{,}045$ este coeficientul pierderilor hidraulice în cazul vitezelor și concentrațiilor obișnuite ;

D_i — diametrul interior al conductei, m ;

H — înălțimea pe verticală, m ;

g — accelerația gravitațională, m/s^2 ;

V_{tr} — viteza de transport, m/s ;

V_c — viteza critică, m/s.

III.5. *Recuperarea energiei de frînare*

În toate sistemele de transport, atît convenționale, cît și neconvenționale, se iro-

seşte o cantitate mare de energie datorită frînărilor.

După cum se ştie, frînările sînt necesare în situaţia în care dorim să oprim mijlocul de transport sau să reducem viteza lui de deplasare. De asemenea, frînarea mai intervine atunci cînd transportul se face descendent, atît pe verticală, cît şi pe înclinări cuprinse între 0 şi 90°, pentru a-i asigura mijlocului de transport o viteză de deplasare prestabilită.

Cînd transportul se desfăşoară în plan orizontal, energia care trebuie învinsă prin frînare se datorează numai inerţiei ce o dezvoltă masele în mişcare.

În situaţia în care transportul se desfăşoară descendent, sub un unghi oarecare, energia ce trebuie învinsă prin frînare este de natură gravitaţională.

Transportul substanţiei minerale utile sau al sterilului în activitatea minieră se derulează atît ascendent, cît şi descendent, cu o gamă destul de variată de mijloace de transport.

Atunci cînd acest transport se desfăşoară descendent, între puncte cu o diferenţă de nivel apreciabilă, energia necesară frînării mijlocului de transport poate fi recuperată sub formă de energie electrică ce se debitează în reţea sau se stochează în acumulatori sub formă de energie chimică.

Cele mai reprezentative mijloace de transport, a căror energie de frînare poate fi recuperată, sînt transportoarele cu benzi şi şi transportoarele pe cablu, respectiv funicularele.

În cazul benzilor transportoare, forţa de tracţiune W_0 se calculează cu relaţia:

$$W_0 = K_s(\Sigma W_p + \Sigma W_g), \text{ N}, \qquad (41)$$

unde:

W_p şi W_g — suma rezistenţelor la mişcare calculate pentru porţiunile cu acelaşi unghi de înclinare pentru ramurile plină şi goală ale transportorului, în N;

K_s — coeficient care ţine seama de ponderea rezistenţelor suplimentare date de tobele şi rolele de înfăşurare şi deviere şi are valoarea:
$K_s = 4{,}5$, cînd $L = 10$ m;
$K_s = 1{,}75$, cînd $L = 100$ m;
$K_s = 1{,}08$, cînd $L = 1\,000$ m.

L — lungimea transportorului.

Dacă valoarea lui W_0 este negativă, atunci transportul are loc datorită energiei gravitaţionale, iar motorul lucrează ca frînă, deci în regim de generator.

În acest caz, puterea motorului ce lucrează ca generator se calculează cu expresia:

$$P_g = \frac{|W_0| \cdot V \cdot \eta_r \cdot \eta_{tm}}{1\,000}, \text{ kW}, \qquad (42)$$

unde:

W_0 este forţa gravitaţională, N;

V — viteza de transport care este cu 3% mai mare decît în cazul cînd instalaţia lucrează în regim de motor, m/s

η_r = 0,8—0,85 — randamentul reductorului şi cuplajului hidraulic.

η_{tr} — randamentul tobelor motoare şi are valoarea de:
0,95—0,96 pentru o singură tobă motoare;
0,92—0,93 pentru două tobe motoare.

Valorile mari se iau pentru puteri mari instalate.

Puterea generatorului se verifică pentru a fi acoperitoare şi în cazul cînd lucrează cu motor, respectiv pentru lucrul cu transportorul gol.

În cazul funicularelor, forţa de tracţiune W_0 se calculează cu relaţia:

$$W_0 = S_i - S_d, \text{ N}, \qquad (43)$$

unde:

S_i şi S_d sînt suma rezistenţelor la mişcare, pentru ramură plină şi goală a funicularului, N.

Dacă valoarea lui W_0 este negativă, atunci transportul are loc datorită energiei gravitaţionale, astfel că motorul este obligat să lucreze ca frînă, respectiv în regim de generator.

În această situaţie, puterea motorului, respectiv a generatorului se calculează cu expresia:

$$P_g = \frac{|W_0| \cdot V \cdot \eta}{1\,000}, \text{ kW}, \qquad (44)$$

unde:

η este randamentul de transmisie a sistemului de acţionare.

Proiectarea şi realizarea în sine a acestor instalaţii recuperatoare de energie nu pun nici o problemă de ordin tehnic şi de execuţie, fapt pentru care în noile proiecte este indicat să se abordeze şi acest aspect.

Pentru instalaţiile existente n-ar fi lipsit de interes să se facă o inventariere a celor potenţiale de a fi utilizate şi ca instalaţii recuperatoare de energie şi, în final, să fie echipate în acest scop.

O metodă eficientă de analiză a circuitelor electrice utilizate în minerit

Asist. ing. **V. Casavela**
Institutul de Mine Petroşani

Transmisia informaţiei, atît sub formă analogică, cît şi numerică, îşi găseşte aplicaţii multiple în minerit.

Începînd cu comanda de la distanţă a unor maşini, instalaţii, cu conducerea centralizată prin calculator de proces şi terminînd cu camere video, instalate pe complexe mecanizate de înaintare, transmisia informaţiei are o importanţă deosebită.

Fie că se face prin eter, fie prin cablu, la emisie şi recepţie sînt necesare circuite pasive care atenuează, întîrzie sau filtrează semnalul respectiv. De funcţia de transfer a acestor circuite depinde, în bună parte, funcţionarea ansamblului.

Circuitele electrice fundamentale se folosesc şi în aparatura de metrologie aflată încă în exploatare în multe întreprinderi industriale. Lucrarea de faţă se adresează celor interesaţi în studiul amănunţit şi analiza fenomenologică a circuitelor pasive.

Regimul tranzitoriu al acestor circuite, în studiul cărora metoda îşi găseşte mai ales întrebuinţare, este similar cu cel de la funcţionarea chopperelor şi invertoarelor, larg utilizate în electronica de putere din întreprinderile miniere.

Avantajul tratării unui circuit oarecare, exprimînd mărimile *tensiune* şi *curent* în funcţie de frecvenţă, constă într-o reducere considerabilă a volumului de calcul.

Notăm frecvenţa generalizată cu s, înglobînd în ea atît o componentă reală $\pm \xi$, corespunzătoare regimului tranzitoriu $\left(\text{de tipul } RC, \frac{L}{R}, \frac{R}{2L}\right)$, cît şi una complexă jw, corespunzătoare regimului oscilant (de exemplu w poate fi pulsaţia unei tensiuni sinusoidale $E \sin wt$).

Deci :

$$s = \xi + jw.$$

Dacă vom considera acum un semnal cu o variaţie oarecare în timp $i(t)$, t fiind notaţia pentru timp, corespondentul semnalului în funcţie de variabila frecvenţă generalizată s va fi :

$I_{(s)} = \mathcal{L}[i_{(t)}]$, $\mathcal{L}$ simbolizînd aşa-numita „transformată Laplace" ; acest operator este un operator integral şi are forma :

$$I_{(s)} = \int_0^\infty i_{(t)}\, e^{-st}\, dt.$$

Intuitiv, oarecum analog corespondenţei frecvenţă-perioadă, prin relaţia $f = \frac{1}{T}$ se pot deduce uşor transformatele unor semnale cunoscute :

$$h_{(t)} = \begin{cases} 1, t \geqslant 0 \\ 0, t > 0 \end{cases},$$

$$\mathcal{L}[h_{(t)}] = \int_0^\infty e^{-st}\, dt = -\frac{1}{s} e^{-st}\Big|_0^\infty = \frac{1}{s};$$

$$\mathcal{L}[h_{(t)}] = \frac{1}{s}. \qquad (1)$$

$$x_{(t)} = k_1 x_{1(t)} + k_2 x_{2(t)};$$

$$\mathcal{L}[k_1 x_{1(t)} + k_2 x_{2(t)}] = \int_0^\infty [k_1 x_{1(t)} + k_2 x_{2(t)}].$$

$$e^{-st}\, dt = k_1 \int_0^\infty x_{1(t)}\, e^{-st}\, dt + k_2 \int_0^\infty x_{2(t)}\, e^{-st}\, dt =$$

$$= k_1 X_{1(s)} + k_2 X_{2(s)}$$

$$\mathcal{L}[k_1 x_{1(t)} + k_2 x_{2(t)}] = k_1 \mathcal{L}[x_{1(t)}] + k_2 \mathcal{L}[x_{2(t)}] \qquad (2)$$

$$x_{(t-T)} \Rightarrow \mathcal{L}[x_{(t-T)}] =$$

$$= \int_0^\infty x_{(t-T)}\, e^{-st}\, dt = e^{-Ts} \int_0^\infty x_{(t-T)}\, e^{-s(t-T)}\, d(t-T).$$

Notăm $t' = t - T$ şi avem :

$$\mathcal{L}[x_{(t-T)}] = e^{-Ts}\, \mathcal{L}[x_{(t')}] = e^{-Ts} X_{(s)}.$$

Originea timpului fiind arbitrară :

$$\mathcal{L}[x_{(t-T)}] = e^{-Ts}\, \mathcal{L}[x_{(t)}]. \qquad (3)$$

Demonstraţiile complete ale formulelor ce urmează, nefăcînd obiectul studiului nostru, nu au fost date ; ele au fost schiţate şi sînt la îndemîna oricui care are cunoştinţe de matematici gimnaziale.

$$\mathcal{L}\left[\frac{dx_{(t)}}{dt}\right] = s\mathcal{L}[x_{(t)}] - x_{(0)}, \qquad (4)$$

$$\mathcal{L}\left[\frac{d^n x_{(t)}}{dt^n}\right] = s^n \mathcal{L}[x_{(t)}] - \sum_{k=1}^{n} s^{n-k} x_{(0)}^{(k-1)}. \qquad (5)$$

Relaţia (4) se obţine notînd sub integrală prin $\frac{dx_{(t)}}{dt}\, dt = dx_{(t)}$ şi apoi integrînd prin părţi,

ar cea de-a doua formulă (5) se obţine pornind de la prima şi folosindu-ne de metoda inducţiei complete.

$$\mathscr{L}\left[\int_0^t x_{(t)}\,\mathrm{d}t\right]=\frac{\mathscr{L}[x_{(t)}]}{s}, \tag{6}$$

$$\mathscr{L}\left[\int_0^t\cdots\int_0^t x_{(t)}\,\mathrm{d}t^n\right]=\frac{\mathscr{L}[x_{(t)}]}{s^n}, \tag{7}$$

$$\mathscr{L}[x_{(kt)}=\frac{1}{k}X\left(\frac{s}{k}\right). \tag{8}$$

Prin $X_{(s)}$ am notat $X_{(s)}=\mathscr{L}[x_{(t)}]$.

$$\mathscr{L}[e^{-at}]=\frac{1}{s+a}. \tag{9}$$

$$\mathscr{L}\left[\int_0^t x_1(\tau)\,x_2(t-\tau)\mathrm{d}\tau\right]=\mathscr{L}[x_{1(t)}]\mathscr{L}[x_2(t)]. \tag{10}$$

$$\mathscr{L}\left[\frac{t^{n-1}}{(n-1)!}\right]=\frac{1}{s};\qquad n\in N. \tag{11}$$

$$\mathscr{L}\left[\frac{1}{(n-1)!}t^{n-1}\,e^{-at}\right]=\frac{1}{(s+a)^n}. \tag{12}$$

$$\mathscr{L}[\cos(w_0t+\varphi_0)]=\frac{s\cos\varphi_0-w_0\sin\varphi_0}{s^2+w_0^2}. \tag{13}$$

$$\mathscr{L}[e^{-\alpha t}\sin w_0t]=\frac{w_0}{(s+\alpha)^2+w_0^2}. \tag{14}$$

Se foloseşte metoda iteraţiei.

$$\mathscr{L}\ [e^{-\alpha t}\cos w_0t]=\frac{s+\alpha}{(s+\alpha)^2+w_0^2}. \tag{15}$$

$$\mathscr{L}[h_{(t)}-h_{(t-T)}]=\frac{1}{s}(1-e^{-Ts}). \tag{16}$$

$$\mathscr{L}[h_{(t-T_1)}-h_{(t-T_2)}]=\frac{1}{s}(e^{-T_1s}-e^{\ T_2s});$$

$$T_1;T_2>0. \tag{17}$$

$$\mathscr{L}[\cos^2t]=\frac{1}{2}\left(\frac{1}{s}+\frac{s}{s^2+4}\right). \tag{18}$$

În paragrafele următoare vom folosi transformatele integralei şi derivatei unei funcţii, după relaţiile (6) şi (4), ştiut fiind că pe un condensator şi pe o bobină, parcurse de un curent $i_{(t)}$, cade o tensiune a cărei expresie este :

$$U_{c(t)}=\frac{1}{c}\int_0^t i_{(t)}\,\mathrm{d}t,$$

respectiv :

$$U_{L(i)}=L\frac{\mathrm{d}i_{(t)}}{\mathrm{d}t},$$

aceasta în condiţii iniţiale nule pentru condensator.

În general, cînd forma dependenţei de frecvenţă este cîtul a două polinoame, adică :

$$I_{(s)}=\frac{P_{(s)}}{Q_{(s)}},$$

calculele de revenire în domeniul timp din domeniul frecvenţă sînt mult mai uşoare.

Revenirea în domeniul timp este necesară deoarece reprezentările sînt intuitive, accesibile bunului simţ. Există şi cazuri cînd dependenţa curentului de frecvenţă $I_{(s)}$ este mai complicată, dar nu este cazul circuitelor uzuale.

Pentru a rezolva deci problema inversă, frecvenţă-timp, se scrie explicit fiecare polinom funcţie de rădăcinile sale, complexe sau reale :

$$P_{(s)}=\alpha(s-s_1')^{n_1}(s-s_2')^{n_2}\ldots(s-s_p')^{n_p},$$

$$Q_{(s)}=\beta(s-s_1)^{m_1}(s-s_2)^{m_2}\ldots(s-s_r)^{m_r}$$

şi se descompune $I_{(s)}$ sub forma :

$$I_{(s)}=\frac{P_{1(s)}}{(s-s_1)^{m_1}}+\frac{P_{2(s)}}{(s-s_2)^{m_2}}+\ldots+\frac{P_{r(s)}}{(s-s_r)^{m_r}}.$$

Cu $m_1,\ldots,m_r$ am notat ordinele de multiplicitate ale rădăcinilor $Q_{(s)}=0$, iar cu $n_1,\ldots,n_p$ ale rădăcinilor $P_{(s)}=0$.

Cu s_k, respectiv s_k' am notat aceste rădăcini.

S-a presupus că $grad\,P_{(s)}\leqslant grad\,Q_{(s)}$, deoarece, în caz contrar, $I_{(s)}$ creşte nelimitat cu frecvenţa, fapt ce contravine realităţii. Folosind formulele (11) şi (12) şi cîteva artificii de calcul existente de altfel în bibliografia indicată, se obţin formulele de transformare inversă, pornind de la :

$$I_{(s)}=\frac{P_{(s)}}{Q_{(s)}}.$$

Dacă $Q_{(s)}$ are rădăcini simple şi diferite de zero :

$$Q_{(s_k)}=0$$

$$i_{(t)}=\sum_1^n\frac{P_{(s_k)}}{Q'_{(s_k)}}e^{s_kt}. \tag{19}$$

Dacă numitorul $Q_{(s)}$ are o rădăcină zero, $s=0$, iar celelalte sînt simple, adică $I_{(s)}=\frac{P_{(s)}}{sQ_{(s)}}$, avem :

$$i_{(t)}=\frac{P_{(0)}}{Q_{(0)}}+\frac{P_{(s_k)}}{s_kQ'_{(s_k)}}e^{s_kt}, \tag{20}$$

cu s_k notînd celelalte rădăcini simple diferite de zero, $Q_{(s_k)} = 0$.

Dacă numitorul are rădăcini duble sau multiple, în general, adică $Q_{(s)}=(s-s_1)^{m_1}(s-s_2)^{m_2}\ldots$ $\ldots(s-s_k)^{m_k}$, unde $m = m_1 + m_2 + \ldots + m_r$ este ordinul de multiplicitate al numitorului, avem :

$$i_{(t)} = \sum_{k=1}^{r} \sum_{l=1}^{m_k} \frac{1}{(l-1)!\,(m_k - l)!} \cdot \left\{ \lim_{s \to s_k} \left[\frac{\mathrm{d}^{(m_k-1)}}{\mathrm{d}_s^{(m_k-1)}} \left(\frac{(s-s_k)^{m_k} P_{(s)}}{Q_{(s)}} \right) \right] \right\} \cdot t^{l-1} e^{s_k t} \tag{21}$$

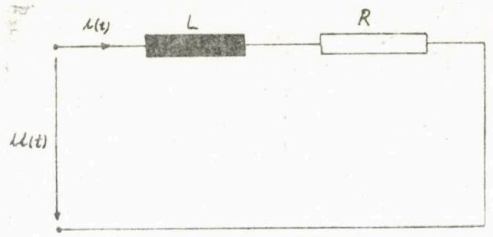


Fig. 1. Circuitul LR.

Este cazul unei bobine reale, avînd inductanţa L şi rezistenţa înfăşurării R.

Conform legii lui Kirchoff II : $U_{(t)} = L\frac{\mathrm{d}i}{\mathrm{d}t} + Ri$.

A. $U_{(t)} = \begin{cases} E, & t \geqslant 0 \\ 0, & t < 0 \end{cases}$

Aplicăm la intrare semnalul-treaptă.

Trecem în domeniul frecvenţă, folosind relaţiile (4) şi (6), presupunînd condiţii iniţiale nule : $i_{(0)} = i^{(1)}(0) = i^{(n)}_{(0)} = 0$.

Folosim şi relaţiile (1) şi (2).

$$\frac{E}{s} = Ls\,I_{(s)} + RI_{(s)}; \quad I_{(s)} = \frac{\frac{E}{L}}{s\left(s + \frac{R}{L}\right)}.$$

Pentru a reveni în domeniul timp, folosim două metode : una, prin descompunerea în fracţii simple, a doua prin formulele (19), (20) (21), numită „metoda directă".

A.1. *Metoda descompunerii în fracţii simple*

$$I_{(s)} = \frac{E}{L}\frac{1}{s} \cdot \frac{1}{s + \frac{R}{L}} = \frac{E}{L}\left(\frac{A}{s} + \frac{B}{s + \frac{R}{L}} \right),$$

A şi B urmînd să le determinăm.

$$I_{(s)} = \frac{E}{L} \frac{s(A+B) + A\frac{R}{L}}{s\left(s + \frac{R}{L}\right)}.$$

Deci $\begin{cases} A + B = 0 \\ A\frac{R}{L} = 1 \end{cases} \quad \begin{cases} A = \frac{L}{R} \\ B = -\frac{L}{R} \end{cases}$,

de unde :

$$I_{(s)} = \frac{E}{L}\left(\frac{\frac{L}{R}}{s} - \frac{\frac{L}{R}}{s + \frac{R}{L}} \right) = \frac{E}{R}\left(\frac{1}{s} - \frac{1}{s + \frac{R}{L}} \right)$$

Din relaţiile (1) şi (9), obţinem :

$$i_{(t)} = \frac{E}{R}(1 - e^{-\frac{R}{L}t}). \tag{22}$$

A. 2. *Metoda directă*

$$I_{(s)} = \frac{P_{(s)}}{sQ_{(s)}},$$

unde : $P_{(s)} = \frac{E}{L}$; $Q_{(s)} = s + \frac{R}{L}$.

Aplicăm formula (10), unde $s_1 = -\frac{R}{L}$.

$$i_{(t)} = \frac{P_{(0)}}{Q_{(0)}} + \frac{P_{(s_k)}}{s_k Q'_{(s_k)}} e^{s_k t} = \frac{\frac{E}{L}}{\frac{R}{L}} + \frac{\frac{E}{L}}{-\frac{R}{L}} e^{-\frac{R}{L}t} =$$

$$= \frac{E}{R} - \frac{E}{R} e^{-\frac{R}{L}t}; \quad i_{(t)} = \frac{E}{R}(1 - e^{-\frac{R}{L}t}). \tag{23}$$

Tensiunea pe rezistorul R este în fază cu curentul $i_{(t)}$:

$$U_{R(t)} = R_{i(t)} = E(1 - e^{-\frac{R}{L}t}).$$

Tensiunea pe bobina L va fi :

$$U_L = L\frac{\mathrm{d}i}{\mathrm{d}t} = L\frac{E}{R}\frac{R}{L} e^{-\frac{R}{L}t}; \quad U_L = E\,e^{-\frac{R}{L}t}. \tag{24}$$

Constanta de timp τ a circuitului se defineşte ca fiind timpul după care tangenta la curba $i_{(t)}$ în punctul $t = 0$ întîlneşte asimptota orizontală $i_{(t)} = \frac{E}{R}$ (valoarea de regim staţionar).

Figura 2 ilustrează cele spuse.

$$\left.\frac{\mathrm{d}i}{\mathrm{d}t}\right|_{t=0} = \left.\frac{E}{R}\frac{R}{L} e^{-\frac{R}{L}t}\right|_{t=0} = \frac{E}{L}.$$

Pe de altă parte, $\mathrm{tg}\alpha = \frac{E}{R}\frac{1}{\tau}$, din considerente geometrice, de unde :

$$\tau = \frac{L}{R}. \tag{25}$$

După 5τ (sau 3τ) se aproximează curentul prin circuit cu valoarea de regim staţionar $I = \frac{E}{R}$. Cu cît τ este mai mic ($L \ll R$) curentul prin

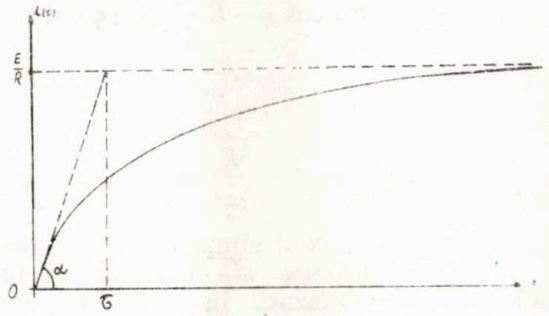


Fig. 2. Răspunsul circuitului RL la semnal-treaptă.

circuit şi tensiunea pe rezistenţa serie ating mai repede valoarea de regim staţionar, iar tensiunea U_L se atenuează mai rapid (exponenţial).

τ mare, adică $L \gg R$ face ca $i_{(t)}$ să atingă mai tîrziu valoarea de regim staţionar $I = \frac{E}{R}$.

B. $U_{(t)} = E \sin wt$. Avem semnal sinusoidal la intrare.

Conform legii lui Kirchoff II. $E \sin wt = L\frac{di}{dt} + Ri$. Din capitolul precedent, avem :

$$\frac{Ew}{s^2 + w^2} = Ls\, I_{(s)} + RI_{(s)}$$

$$I_{(s)} = \frac{Ew}{(s^2 + w^2)(Ls + R)} =$$

$$= \frac{Ew}{L} \cdot \frac{1}{(s^2 + w^2)\left(s + \frac{R}{L}\right)}.$$

B.1. *Metoda transformării în funcţii simple*

$I_{(s)} = \frac{E}{L}\left(\frac{As + B}{s^2 + \omega^2} + \frac{C}{s + \frac{R}{L}}\right)$ A, B şi C urmînd a fi determinate ulterior.

$$I_{(s)} = \frac{E}{L} \cdot \frac{s^2(A + C) + \left(B + A\frac{R}{L}\right)s + B\frac{R}{L} + Cw^2}{(s^2 + w^2)\left(s + \frac{R}{L}\right)}.$$

Deci :

$$A + C = 0,$$

$$B + A\frac{R}{L} = 0,$$

$$B\frac{R}{L} + Cw^2 = 1,$$

de unde :

$$-A\frac{R^2}{L^2} - Aw^2 = 1.$$

$$A = -\frac{1}{w^2 + \frac{R^2}{L^2}} = -\frac{L^2}{R^2 + w^2L^2};$$

$$B = -A\frac{R}{L} = \frac{LR}{R^2 + \omega^2L^2};$$

$$C = -A\frac{L^2}{R^2 + w^2L^2};$$

$$I_{(s)} = \frac{wE}{L}\left[\frac{-L^2}{R^2 + w^2L^2}\cdot\frac{s}{s^2 + w^2} + \frac{LR}{R^2 + w^2L^2}\cdot\right.$$

$$\left.\cdot\frac{1}{s^2 + w^2} + \frac{L^2}{R^2 + w^2L^2}\cdot\frac{1}{s + \frac{R}{L}}\right].$$

Folosim formulele din capitolul 1 şi obţinem :

$$i_{(t)} = \frac{-ELw}{R^2 + w^2L^2}\cos wt + \frac{ER}{R^2 + w^2L^2}\sin wt +$$

$$+ \frac{Ewl}{R^2 + w^2L^2}e^{-\frac{R}{L}t}.$$

Notăm $z = R + jwL$ (impedanţa complexă a circuitului).

Deci :

$$|z| = \sqrt{R^2 + w^2L^2};\ \varphi = \operatorname{arctg}\frac{wL}{R},$$

$$\cos\varphi = \frac{1}{\sqrt{1 + \operatorname{tg}^2\varphi}} = \frac{R}{|z|},$$

$\sin\varphi = \frac{\operatorname{tg}\varphi}{\sqrt{1 + \operatorname{tg}^2\varphi}} = \frac{wL}{|z|}$; φ este defazajul introdus de circuit.

$$i_{(t)} = E\frac{1}{|z|}\sin wt\cos\varphi - E\frac{1}{|z|}\sin\varphi\cos wt +$$

$$+ E\frac{1}{|z|}e^{-\frac{R}{L}t}\sin\varphi;$$

$$i_{(t)} = \frac{E}{|z|}\sin(wt - \varphi) + \frac{E}{|z|}\sin\varphi\, e^{-\frac{R}{L}t}. \quad (26)$$

B.2. *Metoda directă*

$$I_{(s)} = \frac{\frac{Ew}{L}}{(s^2 + w^2)\left(s + \frac{R}{L}\right)} = \frac{\frac{Ew}{L}}{(s + jw)(s - jw)\left(s + \frac{R}{L}\right)},$$

aici $j = \sqrt{-1}$.

Deci $P_{(s)}=\frac{Ew}{L}$, iar $Q_{(s)}=(s+jw)(s-jw)\left(s+\frac{R}{L}\right)$.

Numitorul are rădăcinile simple și diferite de zero : $s_1=-jw$, $s_2=jw$, $s_3=-\frac{R}{L}$.

Aplicăm formula (19) pentru a reveni în domeniul timp :

$$i_{(t)}=\sum_{1}^{n}\frac{P_{(s_k)}}{Q'_{(s_k)}}e^{s_k t}\ ;\ Q'_{(s)}=(s-jw)\left(s+\frac{R}{L}\right)+$$

$$+(s+jw)\left(s+\frac{R}{L}\right)+(s+jw)(s-jw).$$

$$i_{(t)}=\frac{P_{(-jw)}}{Q'_{(-jw)}}e^{-jwt}+\frac{P_{(jw)}}{Q'_{(jw)}}e^{jwt}+\frac{P_{(-\frac{R}{L})}}{Q'_{(-\frac{R}{L})}}e^{-\frac{R}{L}t}=$$

$$=\frac{\frac{Ew}{L}e^{-jwt}}{-2jw\left(-jw+\frac{R}{L}\right)}+\frac{\frac{Ew}{L}e^{jwt}}{2jw\left(jw+\frac{R}{L}\right)}+$$

$$+\frac{\frac{Ew}{L}e^{-\frac{R}{L}t}}{\left(-\frac{R}{L}+jw\right)\left(-\frac{R}{L}-jw\right)}=$$

$$=-\frac{E}{2jL}\frac{jw+\frac{R}{L}}{w^2+\frac{R^2}{L^2}}e^{-jwt}+\frac{E}{2jL}\frac{-jw+\frac{R}{L}}{w^2+\frac{R^2}{L^2}}e^{jwt}+$$

$$+\frac{Ew}{L}\frac{1}{w^2+\frac{R^2}{L^2}}e^{-\frac{R}{L}t}=\frac{E}{L}\frac{R}{L}\frac{1}{w^2+\frac{R^2}{L^2}}\cdot$$

$$\cdot\frac{e^{jwt}-e^{-jwt}}{2j}-\frac{Ew}{L}\frac{1}{w^2+\frac{R^2}{L^2}}\cdot\frac{e^{jwt}+e^{-jwt}}{2}+$$

$$+\frac{Ew}{L}\frac{L^2}{R^2+L^2w^2}e^{-\frac{R}{L}t}.$$

Dar :

$\frac{e^{jwt}-e^{-jwt}}{2j}=\sin wt$, $\frac{e^{jwt}+e^{-jwt}}{2}\cos wt$, lucruri cunoscute de la calculul numerelor complexe.

$$i_{(t)}=E\frac{R}{w^2L^2+R^2}\sin wt-E\frac{wL}{w^2L^2+R^2}\cos wt+$$

$$+E\frac{Lw}{w^2L^2+R^2}e^{-\frac{R}{L}t}.$$

Cu notațiile $z=R+jwL$, $|Z|=\sqrt{w^2L^2+R^2}$, $\varphi=\operatorname{arc\,tg}\frac{wL}{R}$,

obținem :

$$i_{(t)}=E\frac{1}{|z|}\sin wt\cos\varphi-E\frac{1}{|z|}\sin\varphi\cos wt+$$

$$+E\frac{1}{|z|}e^{-\frac{R}{L}t}\sin\varphi.$$

$$i_{(t)}=\frac{E}{|z|}\sin(wt-\varphi)+\frac{E}{|z|}\sin\varphi\,e^{-\frac{R}{L}t}. \quad (27)$$

Deci, pentru semnalul sinusoidal la intrare, apar două componente ale curentului : una sinusoidală, dar defazată în urmă cu $\varphi=\operatorname{arc\,tg}\frac{wL}{R}$, față de intrare, amplitudinea fiind $I=\frac{E}{|z|}$. Apare aici și așa-zisa „impedanță complexă a circuitului ", a cărei formă foarte folosită își găsește justificarea : $Z=R+jwL$. Cealaltă componentă este tranzitorie, atenuîndu-se cu constanta de timp $\tau=\frac{L}{R}$, după cum se vede din figura 3, $w\tau=w\frac{L}{R}=\operatorname{tg}\varphi$.

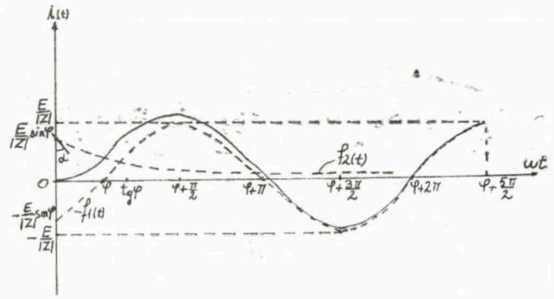


Fig. 3. Răspunsul circuitului RL pentru semnal sinusoidal la intrare.

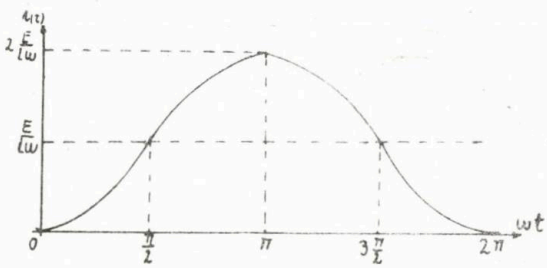


Fig. 4. Răspunsul circuitului RL pentru semnal sinusoidal la intrare, în cazul particular $R=0$.

Am notat cu $f_{1(t)}=\frac{E}{|z|}\sin(wt-\varphi)$; $f_{2(t)}=\frac{E}{|z|}\sin\varphi\,e^{-\frac{R}{L}t}$.

$$\left.\frac{cf_2}{dt}\right|_{t=0} = -\frac{E^*}{|z|},$$

unde $E^* = \frac{R}{L} E \sin\varphi$; dar geometric $\operatorname{ctg}\alpha = \frac{E}{|z|}\frac{1}{\tau w}\sin\varphi$ și dacă $\frac{df_2}{dwt} = \frac{df_2}{dt}\cdot\frac{1}{\frac{dwt}{dt}}$, atunci $\frac{1}{w}\frac{R}{L}\frac{E}{|z|}\sin\varphi = \frac{E}{|z|}\frac{1}{\tau w}\sin\varphi$. Deci $\tau = \frac{L}{R}$.

Notăm că, inițial, la $t = 0$, componenta tranzitorie a curentului este $I = \frac{E}{z}\sin\varphi$.

De reținut că și în regim sinusoidal, la intrarea circuitului, răspunsul în curent al acestuia are o componentă tranzitorie.

Cazuri particulare.

$$L = 0 \qquad i_{(t)} = \frac{E}{R}\sin wt, \tag{28}$$

$$U_R = E \sin wt. \tag{29}$$

$R = 0$ (acest caz este mai interesant):

$$i_{(t)} = \frac{E}{Lw}(1 - \cos wt). \tag{30}$$

Dispare componenta tranzitorie a curentului (fig. 4).

$U_R = Ri_{(t)} = 0$; $U_L = L\frac{di}{dt} = L\frac{E}{L}\sin wt = E \sin wt$, egală cu tensiunea de intrare.

Bibliografie

[1] Săvescu, M. *Metode în analiza circuitelor electrice.* Ed. științifică și enciclopedică, 1985.

[2] Mateescu Adelaida *Semnale, circuite și sisteme.* Ed. științifică și enciclopedică, 1981.

Debitul de lichid și procentul de impurități lichide la o sondă productivă care traversează și un strat de apă neizolat

Prof. dr. ing. **I. Tocan**
Institutul de Petrol și Gaze Ploiești

Introducere

În procesul de golire a unui zăcămînt de hidrocarburi fluide, exploatat prin sonde, unele dintre acestea pot oferi — în anumite condiții — un debit mai mic decît cel considerat normal sau pot chiar înceta de a mai produce țiței, producînd în schimb apă.

Lipsa unui aflux normal de țiței din strat în sondă poate fi determinată de cauze multiple și complexe [1]. Influențarea producției de țiței a unei sonde, ca urmare a unui procent însemnat de apă prezent în fluidul extras la suprafață, poate fi explicată, de asemenea, mai mult sau mai puțin satisfăcător, apa putînd proveni fie din același rezervor subteran, fie dintr-o altă sursă.

Din același rezervor subteran, apa poate să apară în sondele productive de țiței, de exemplu, ca urmare a avansării normale a apei din zona de apă, care inundă treptat șirurile de sonde aflate în apropierea contactului apă-țiței, sau a unei înaintări neuniforme (conuri de apă, apofize, drenare inegală a stratelor care alcătuiesc formațiunea productivă [2] etc.).

Din alte surse, apa poate să provină, de exemplu, din unele strate de apă, situate în afara intervalului productiv, sau din unele strate de apă, existente sub formă de intercalații acvifere, strate de apă care se află în comunicație cu sonda, datorită unei cauze oarecare nedorită [2].

Cînd presiunea din stratul de țiței diferă de presiunea existentă în stratul de apă deschis, comportarea cu privire la afluxul de fluide din cele două strate și modul cum va produce sonda se vor prezenta cu totul diferit, în funcție de presiunea care predomină [3].

În acest sens, în cele ce urmează vor fi supuse analizei următoarele două cazuri:

- presiunea în stratul de apă este mai mare decît presiunea din stratul de țiței;
- presiunea în stratul de apă este mai mică decît presiunea din stratul de țiței.

Procedeul de analiză

Pentru a stabili modul de comportare cu privire la afluxul de lichid din stratul de țiței și din cel de apă, ca și comportarea sistemului de ansamblu alcătuit din cele două strate și sonda de extracție, se poate proceda în felul următor.

1. Se efectuează cercetarea sondei în regim staționar, prin crearea unor ritmuri sau regimuri diferite de extracție, pe această bază stabilind corelații corespunzătoare debit de lichid-presiune $p_{f\,din}$.

2. Se reprezintă grafic, în sistemul de axe debit-presiune, punctele care corespund ritmurilor de extracție realizate în cursul cercetării sondei și se trasează prin aceste puncte curbele de comportare.

3. Se extrapolează curbele respective pînă la intersecția cu axa presiunilor și se estimează,

într-o primă aproximație, valorile presiunilor statice în sondă, în dreptul formațiunii productive.

4. Se face apoi prelucrarea datelor obținute din cercetarea sondei, determinînd valorile exponenților din ecuațiile de aflux și indicii de productivitate.

5. Se scriu ecuațiile de aflux particularizate și cu ajutorul acestora sînt construite curbele de comportare cu privire la afluxul de lichid din stratul de țiței, din stratul de apă și curba de ansamblu, exprimînd funcția $Q = Q(p_f)$.

6. Se reprezintă grafic curba de variație a procentului de impurități în funcție de debitul total de lichid $n_a = n_a(Q)$ și, în funcție de presiunea dinamică din sondă, în dreptul stratelor care produc $n_a = n_a(p_f)$.

7. Din examinarea graficelor construite, sînt deduse concluziile referitoare la intervalele de comportare care sînt delimitate de curbele de aflux, ca și de curba tip de variație a procentului de impurități lichide.

C a z u l 1. Presiunea în stratul de apă este mai mare decît presiunea în stratul de țiței

1. Din cercetarea sondei în regim staționar, s-au obținut datele necesare cu care se exprimă corespondențele de valori debit de lichid-presiune $p_{f\,din}$, pentru o serie de ritmuri sau regimuri de extracție.

2. După o primă prelucrare a datelor obținute din cercetarea sondei, situația se prezintă ca în tabelul 1.

3. Pentru determinarea elementelor necesare cu care să se poată scrie ecuațiile de aflux particularizate, corespunzătoare funcțiilor $Q_T = Q_T(p_f)$; $Q_t = Q_t(p_f)$ și $Q_a = Q_a(p_f)$, se întocmește tabelul 2.

Cu ajutorul elementelor din acest tabel, se determină valorile exponentului din ecuațiile de aflux și ale indicelui de productivitate pentru fiecare din cele trei funcții menționate.

Relațiile de calcul [1] utilizate și rezultatele ce se obțin prin aplicarea acestora sînt următoarele.

a. Exponentul din ecuația de aflux;

— pentru afluxul total de lichid (țiței + apă):

$$n_T = \frac{\Sigma \log Q_{T_1} - \Sigma \log Q_{T_2}}{\Sigma \log \Delta p_{str_{T_1}} - \Sigma \log \Delta p_{str_{T_2}}} =$$

$$= \frac{4{,}281145 - 2{,}4567827}{5{,}763521 - 3{,}419129} = 0{,}7781814 \simeq 0{,}778;$$

— pentru afluxul de apă:

$$n_a = \frac{\Sigma \log Q_{a_1} - \Sigma \log Q_{a_2}}{\Sigma \log \Delta p_{str_{a_1}} - \Sigma \log \Delta p_{str_{a_2}}} =$$

Tabelul 1

Corelațiile debit-presiune rezultate din prelucrarea datelor obținute în urma cercetării sondei cu privire la aflux, în cazul 1

Ritm de extracție	p_f, kgf/cm²	Q_T, m³/24h	p_{str_T}, kgf/cm²	Δp_{str_T}, kgf/cm²	n_a, %	Q_a, m³/24h	p_{str_a}, kgf/cm²	Δp_{str_a}, kgf/cm²	Q_t, m³/24h	p_{str_t}, kgf/cm²	Δp_{str_t}, kgf/cm²
a	0	40,169	107	107	41,57	16,698	80	80	23,471	178	178
b	10	37,47		97	39,97	14,977		70	22,493		168
c	20	34,69		87	38,05	13,199		60	21,491		158
d	30	31,82		77	35,72	11,366		50	20,454		148
e	40	28,88		67	32,80	9,456		40	19,374		138
f	50	25,71		57	29,03	7,464		30	18,246		128
g	60	22,42		47	23,85	5,347		20	17,073		118
h	70	18,93		37	16,09	3,046		10	15,884		108
i	80	15,14		27	0,00	0,00		0	15,14		98
j	90	10,91		17					13,716		88
k	100	5,81		7					12,50		78
l	105	2,39		2					11,88		73
m	107	0,00		0					11,63		71
n	120								9,96		58
o	140								7,20		38
p	160								4,06		18
q	170								2,18		8

Tabelul 2

Elemente necesare pentru calculul exponentului din ecuația de aflux și al indicelui de productivitate, pentru scrierea ecuațiilor de aflux particularizate, în cazul 1

Grupa	Ritm extr.	Δp_{str_T}, kgf/cm²	$\log \Delta p_{str_T}$ —	Q_T m³/24h	$\log Q_T$ —	Δp_{str_a}, kgf/cm²	$\log \Delta p_{str_a}$ —	Q_a, m³/24h	$\log Q_a$ —	Δp_{str_t}, kgf/cm²	$\log \Delta p_{str_t}$ —	Q_t, m³/24h	$\log Q_t$ —
1	a	7	0,845098	5,81	0,764176	10	1,0	3,046	0,4837298	98	1,991226	15,14	1,180126
	b	17	1,230449	10,91	1,037824	20	1,30103	5,347	0,7281101	108	2,033424	15,884	1,20096
	c	27	1,431363	15,14	1,180126	30	1,477121	7,464	0,8729716	118	2,071882	17,073	1,23231
	$\Sigma \log \Delta p_{str_{T_1}} = 3,50691$			$\Sigma \log Q_{T_1} = 2,982126$		$\Sigma \log \Delta p_{str_{a_1}} = 3,778151$		$\Sigma \log Q_{a_1} = 2,0848115$		$\Sigma \log \Delta p_{str_{t_1}} = 6,096532$		$\Sigma \log Q_{t_1} = 3,613396$	
2	d	57	1,755875	25,71	1,410102	50	1,69897	11,366	1,055607	148	2,170262	20,454	1,310778
	e	77	1,886491	31,82	1,5027	60	1,778151	13,199	1,120541	158	2,198657	21,491	1,332257
	f	97	1,986771	37,47	1,573683	70	1,845098	14,977	1,175425	168	2,225309	22,493	1,352047
	$\Sigma \log \Delta p_{str_{T_2}} = 5,629137$			$\Sigma \log Q_{T_2} = 4,486485$		$\Sigma \log \Delta p_{str_{a_2}} = 5,322219$		$\Sigma \log Q_{a_2} = 3,351573$		$\Sigma \log \Delta p_{str_{t_2}} = 6,594228$		$\Sigma \log Q_{t_2} = 3,995082$	

$$= \frac{3,278427 - 2,7868357}{6,502781 - 5,810415} =$$

$$= 0,7906129 \simeq 0,7906;$$

— pentru afluxul de țiței;

$$n_t = \frac{\Sigma \log Q_{t_1} - \Sigma \log Q_{t_2}}{\Sigma \log \Delta p_{str_{t_1}} - \Sigma \log \Delta p_{str_{t_2}}} =$$

$$= \frac{3,465908 - 1,8716818}{5,458232 - 3,605520} =$$

$$= 0,8604823 = 0,8605.$$

b. Indicele de productivitate:

— pentru afluxul total de lichid (țiței + apă):

$$\log I_{p_T} = \frac{\Sigma \log Q_{T_1} - n_T \Sigma \log \Delta p_{str_{T_2}}}{m} =$$

$$= \frac{4,281145 - 0,7781814 \cdot 5,76352}{3}$$

$$= -0,0679732 \rightarrow I_{p_T} = 0,8551196 = 0,855;$$

— pentru afluxul de apă:

$$\log I_{pa} = \frac{\Sigma \log Q_{a_1} - n_a \Sigma \log \Delta p_{str_{t_2}}}{m} =$$

$$= \frac{3,278427 - 0,7906129 \cdot 6,50278}{3} =$$

$$= -0,6209185 \rightarrow I_{pa} = 0,2393765 \simeq 0,2394;$$

— pentru afluxul de țiței:

$$\log I_{p_t} = \frac{\Sigma \log Q_{t_1} - n_t \Sigma \log \Delta p_{str_{t_2}}}{m} =$$

$$= \frac{3,465908 - 0,860482 \cdot 5,45823}{3} =$$

$$= 0,410268 \rightarrow I_{p_t} = 0,3888052 \simeq 0,3888.$$

4. Ecuațiile de aflux particularizate

Înlocuind valorile respective în ecuația generală de forma:

$$Q = I_p (p_{str} - p_{f\,din})^n,$$

se obțin următoarele ecuații de aflux particularizate:

— pentru afluxul total de lichid (țiței + apă):

$$Q_T = 0,855(115 - p_{f\,din})^{0,778};$$

— pentru afluxul de apă:

$$Q_a = 0,2394(178 - p_{f\,din})^{0,7906};$$

— pentru afluxul de țiței;

$$Q_t = 0,3888(98 - p_{f\,din})^{0,8605}.$$

5. Curbele de comportare cu privire la afluxul de lichide (total, apă și țiței)

Acestea sînt construite în sistemul de axe debit-presiune, cu ajutorul ecuațiilor de mai sus, în care presiunea $p_{f\,din}$ este înlocuită cu o serie de valori admise, obținînd din calcul valorile corespunzătoare ale lui Q. Prin reprezentarea grafică a perechilor de valori $Q - p_{f\,din}$ se obțin curbele respective prezentate în figura 1.

Aceste curbe intersectează axele de coordonate în următoarele puncte care definesc presiunea de strat și debitul potențial al stratului.

— pentru comportarea de ansamblu:

$$\begin{cases} p_{str_T} = 115 \text{ kgf/cm}^2 = 1\,128 \text{ N/cm}^2 \\ Q_T = 0 \end{cases}$$

$$\begin{cases} p_{f\,din} = 0 \\ Q_{pot_T} = I_{p_T} p_{str_T}^{n_T} = 0{,}855 \cdot 115^{0{,}778} = 34{,}29 \text{ m}^3/24\text{h} \end{cases}$$

— pentru stratul de apă :

$$\begin{cases} p_{str_a} = 178 \text{ kgf/cm}^2 = 1\,746{,}18 \text{ N/cm}^2 \\ Q_a = 0 \end{cases}$$

$$\begin{cases} p_{f\,din} = 0 \\ Q_{pot_a} = I_{p_a} p_{str_a}^{n_a} = 0{,}2394 \cdot 178^{0{,}7906} = \\ \qquad = 14{,}398 \text{ m}^3/24\text{h} \end{cases}$$

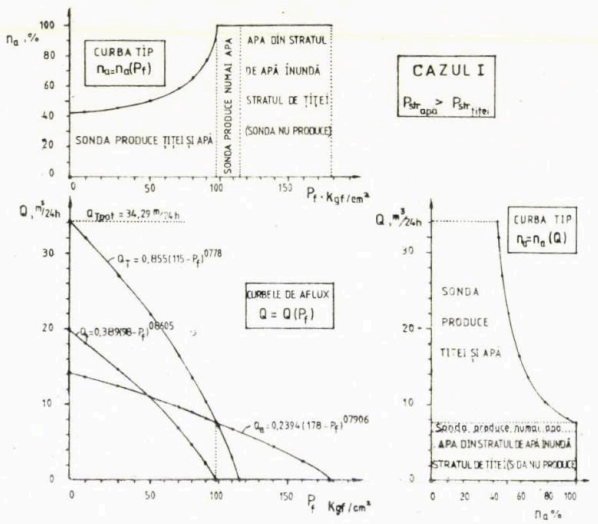


Fig. 1. Curbele de comportare cu privire la afluxul total de lichid $Q_T = Q_T(p_f)$, afluxul de țiței $Q_t = Q_t(p_f)$, afluxul de apă $Q_a = Q_a(p_f)$ și curbele tipice de impurități în cazul 1.

— pentru stratul de țiței :

$$\begin{cases} p_{str_t} = 98 \text{ kgf/cm}^2 = 961{,}38 \text{ N/cm}^2 \\ Q_t = 0 \end{cases}$$

$$\begin{cases} p_{f\,din} = 0 \\ Q_{pot_t} = I_{p_t} \cdot p_{str_t}^{n_t} = 0{,}3888 \cdot 98^{0{,}8605} = 20{,}099 \text{ m}^3/24\text{h}. \end{cases}$$

6. Curbele de variație a procentului de impurități lichide

În cadrul aceluiași grafic, cu ajutorul datelor din tabelul 1, sînt construite cele două curbe tip de variație a procentului de impurități lichide cu care produce sonda analizată (fig.1) fie în funcție de debitul total de lichid extras $n_a = n_a(Q)$, fie în funcție de presiunea existentă în sondă, în dreptul formațiunii care produce, $n_a = n_a(p_f)$.

Concluzii

Din analiza curbelor de variație prezentate în figura 1, rezultă următoarele.

1. Cînd presiunea în sonda respectivă, la nivelul formațiunii care produce, are valoarea $p_f > p_{str_a} = 178$ kgf/cm² = 1 746,18 N/cm², din stratele respective nu are loc aflux de lichid.

2. Cînd presiunea în sondă, la același nivel, scade, luînd valori cuprinse în intervalul $p_f < p_{str_a} = 178$ kgf/cm² = 1 746,18 N/cm² și $p_f > p_{str\,lim} = 115$ kgf/cm² = 1 128 N/cm², stratul de apă va produce cu un debit avînd valori cuprinse în intervalul $Q_a = 0$ m³/24h și $Q_a = 6{,}33$ m³/24h; la $p_f = p_{str\,lim} = 115$ kgf/cm², din ecuația de aflux particularizată pentru stratul de apă : $Q_a = 0{,}2394\,(178 - 115)^{0{,}7906} = 6{,}33$ m³/24h. Întreaga cantitate de apă care vine din stratul de apă în acest interval de presiune intră în stratul de țiței inundîndu-l.

3. La scăderea în continuare a presiunii în sondă, și anume la variația presiunii în intervalul $p_f < p_{str\,lim} = 115$ kgf/cm² = 1128 N/cm² și $p_f \geqslant p_{str_t} = 98$ kgf/cm² = 961,38 N/cm², va continua să aibă loc aflux de lichid numai din stratul de apă. Aceasta, parțial, va pătrunde în stratul de țiței, iar restul va fi produsă prin sondă la suprafață. În acest interval de valori ale presiunii $p_{f\,din}$, sonda va produce numai apă (100% impurități). Debitul de apă cu care va produce sonda, în acest interval de presiune, va fi : $Q_a = 0 \ldots 7{,}65$ m³/24h, dat fiind că, la presiunea $p_f = 98$ kgf/cm², din ecuația de aflux particularizată pentru stratul de apă rezultă că : $Q_a = 0{,}2394\,(178 - 98)^{0{,}7906} = 7{,}65$ m³/24h. Restul de apă, care este produsă de stratul de apă, va pătrunde în stratul de țiței cu un debit a cărui valoare scade de la $Q_a = 6{,}33$ m³/24h (la presiunea $p_{f\,din} = 115$ kgf/cm²) pînă la zero (la $p_{f\,din} = 98$ kgf/cm²).

4. Cînd presiunea în sondă, la nivelul formațiunii care produce, scade sub valoarea $p_f = p_{str_t} = 98$ kgf/cm² = 961,38 N/cm², stratul de țiței începe să debiteze. Întreaga cantitate de țiței debitată în aceste condiții se deplasează prin sondă spre suprafață împreună cu apa care provine din stratul de apă. Prin urmare, din momentul respectiv, pe măsură ce presiunea p_f scade sub 98 kgf/cm², sonda nu va mai produce numai apă. Procentul de impurități începe să scadă de la 100%, potrivit curbei de variație prezentată în figura 1. O dată cu creșterea, în acest interval de presiune, a debitului de țiței produs de sondă (valoare absolută), are loc și o creștere a procentului de țiței în lichidul extras (valoare relativă).

C a z u l 2. Presiunea în stratul de apă este mai mică decît presiunea în stratul de țiței

1. Din cercetarea sondei în regim staționar, s-au obținut datele necesare cu care se exprimă corespondențele de valori debit-presiune p_f, pentru o serie de ritmuri sau regimuri de extracție.

2. După o primă prelucrare a datelor obținute din cercetarea sondei cu privire la afluxul de fluide, situația se prezintă așa cum se observă în tabelul 3.

3. Pentru determinarea elementelor necesare cu care să se poată scrie ecuațiile de aflux

Tabelul 3

Corelațiile debit-presiune rezultate din prelucrarea datelor obținute în urma cercetării sondei cu privire la aflux, în cazul 2.

Ritm de extr.	p_f, kgf/cm²	Q_T, m³/24 h	p_{str_T}, kgf/cm²	Δp_{str_T}, kgf/cm²	Q_t, m³/24 h	p_{str_t}, kgf/cm²	Δp_{str_t}, kgf/cm²	n_a, %	Q_a, m³/24h	p_{str_a}, kgf/cm²	Δp_{str_a}, kgf/cm²
a	0	34,29	115	115	20,099	98	98	42,0	14,398	178	178
b	10	31,98		105	18,254		88	42,92	13,726		168
c	30	27,13		85	14,68		68	45,89	12,45		148
d	50	22,02		65	10,91		48	50,47	11,11		128
e	70	16,54		45	6,854		28	58,56	9,686		108
f	80	13,60		35	4,674		18	65,63	8,926		98
g	90	10,47		25	2,323		8	77,81	8,147		88
h	98	7,757		17	0,00		0	100,00	7,757		80
i	100	7,04		15					7,499		78
j	110	2,99		5					6,728		68
k	115	0,00		0					6,334		63
l	140								4,247		38
m	160								2,353		18
n	178								0,00		0

Tabelul 4

Elemente necesare pentru calculul exponentului din ecuația de aflux și al indicelui de productivitate, pentru scrierea ecuațiilor de aflux particularizate, în cazul 2.

Grupa	Ritm extr.	Δp_{str_T}, kgf/cm²	$\log \Delta p_{str_T}$ —	Q_T, m³/24h	$\log Q_T$ —	Δp_{str_t}, kgf/cm²	$\log \Delta p_{str_t}$ —	Q_t, m³/24	$\log Q_t$ —	Δp_{str_a}, kgf/cm²	$\log \Delta p_{str_a}$, —	Q_a, m³/24 h	$\log Q_a$ —
1	a	105	2,021189	31,98	1,504878	88	1,944482	18,254	1,261358	168	2,225309	13,726	1,137544
	b	85	1,929419	27,13	1,43345	68	1,832509	14,68	1,166726	148	2,170262	12,45	1,095169
	c	65	1,812913	22,02	1,342817	48	1,681241	10,91	1,037824	128	2,10721	11,11	1,045714
	$\Sigma \log \Delta p_{str_{T_1}} = 5,763521$			$\Sigma \log Q_{T_1} = 4,281145$		$\Sigma \log \Delta p_{str_{t_1}} = 5,458232$		$\Sigma \log Q_{t_1} = 3,465908$		$\Sigma \log \Delta p_{str_{a_1}} = 6,502781$		$\Sigma \log Q_{a_1} = 3,278427$	
2	d	35	1,544068	13,60	1,133539	28	1,447158	6,854	0,835944	108	2,033424	9,686	0,9861444
	e	15	1,176091	7,04	0,8475726	18	1,255272	4,674	0,6696886	88	1,944482	9,147	0,9109976
	f	5	0,69897	2,99	0,4756711	8	0,90309	2,323	0,3660492	80	1,90309	7,757	0,8896937
	$\Sigma \log \Delta p_{str_{T_2}} = 3,419129$			$\Sigma \log Q_{T_2} = 2,4567827$		$\Sigma \log \Delta p_{str_{t_2}} = 3,60552$		$\Sigma \log Q_{t_2} = 1,8716818$		$\Sigma \log \Delta p_{str_{a_2}} = 5,880996$		$\Sigma \log Q_{a_2} = 2,7868357$	

particularizate, corespunzător funcțiilor : $Q_T = Q_T(p_f)$; $Q_t = Q_t(p_f)$ și $Q_a = Q_a(p_f)$, se întocmește tabelul 4.

Cu ajutorul valorilor din acest tabel, se determină valorile exponentului din ecuațiile de aflux și ale indicelui de productivitate pentru fiecare din cele trei funcții menționate, potrivit aceluiași mod de calcul prezentat în cazul precedent.

a. Exponentul din ecuația de aflux :

— pentru afluxul total de lichid (țiței+apă) :

$$n_T = \frac{\Sigma \log Q_{T_2} - \Sigma \log Q_{T_1}}{\Sigma \log \Delta p_{str_{T_2}} - \Sigma \log \Delta p_{str_{T_1}}} =$$

$$= \frac{4{,}486485 - 2{,}982126}{5{,}629137 - 3{,}50691} = 0{,}7088586 = 0{,}7089 ;$$

— pentru afluxul de apă :

$$n_a = \frac{\Sigma \log Q_{a_2} - \Sigma \log Q_{a_1}}{\Sigma \log \Delta p_{str_{a_2}} - \Sigma \log \Delta p_{str_{a_1}}} =$$

$$= \frac{3{,}351573 - 2{,}0848115}{5{,}322219 - 3{,}778151} = 0{,}82 ;$$

— pentru afluxul de țiței :

$$n_t = \frac{\Sigma \log Q_{t_2} - \Sigma \log Q_{t_1}}{\Sigma \log \Delta p_{str_{t_2}} - \Sigma \log \Delta p_{str_{t_1}}} =$$

$$= \frac{3{,}995082 - 3{,}613396}{6{,}594228 - 6{,}096532} = 0{,}7669.$$

b. Indicele de productivitate :

— pentru afluxul total de lichid (țiței+apă) :

$$\log I_{p_T} = \frac{\Sigma \log Q_{T_1} - n_T \Sigma \log \Delta p_{str_{T_1}}}{m} =$$

$$= \frac{2{,}982126 - 0{,}7089 \cdot 3{,}50691}{3} =$$

$$= 0{,}16541 \rightarrow I_{p_T} = 1{,}4635 \frac{\text{m}^3/24\text{h}}{\text{kgf/cm}^2} ;$$

— pentru afluxul de apă :

$$\log I_{p_a} = \frac{\Sigma \log Q_{T_1} - n_a \Sigma \log \Delta p_{str_{a_1}}}{m} =$$

$$= \frac{3{,}351573 - 0{,}82 \cdot 5{,}32222}{3} =$$

$$= -0{,}3375488 \rightarrow I_{p_a} = 0{,}4597 \frac{\text{m}^3/24\text{h}}{\text{kgf/cm}^2} ;$$

— pentru afluxul de țiței :

$$\log I_{p_t} = \frac{\Sigma \log Q_{t_1} - n_t \Sigma \log \Delta p_{str_{t_1}}}{m} =$$

$$= \frac{3{,}613396 - 0{,}7669 \cdot 6{,}096532}{3} =$$

$$= -0{,}3540114 \rightarrow I_{p_t} = 0{,}4425768 =$$

$$= 0{,}4426 \frac{\text{m}^3/24\text{h}}{\text{kgf/cm}^2} .$$

4. Ecuațiile de aflux particularizate

Înlocuind valorile respective în ecuația generală de forma :

$$Q = I_p (p_{str} - p_{f\,din})^n$$

se obțin următoarele ecuații de aflux particularizate :

— pentru afluxul total de lichid (țiței + apă) :

$$Q_T = 1{,}4635\,(107 - p_{f\,din})^{0{,}7089} ;$$

— pentru afluxul de apă :

$$Q_a = 0{,}4597\,(80 - p_{f\,din})^{0{,}82} ;$$

— pentru afluxul de țiței :

$$Q_t = 0{,}4426\,(178 - p_{f\,din})^{0{,}7669}.$$

5. Curbele de comportare cu privire la afluxul de lichide (total, apă și țiței)

Pentru a construi aceste curbe, sînt utilizate ecuațiile de aflux particularizate scrise mai sus, în care $p_{f\,din}$ se înlocuiește cu o serie de valori admise. Se efectuează apoi calculele și se obțin perechi de valori $Q - p_{f\,din}$. Prin punctele corespunzătoare în sistemul de axe debit-presiune sînt trasate cele trei curbe de comportare, așa cum se observă în figura 2.

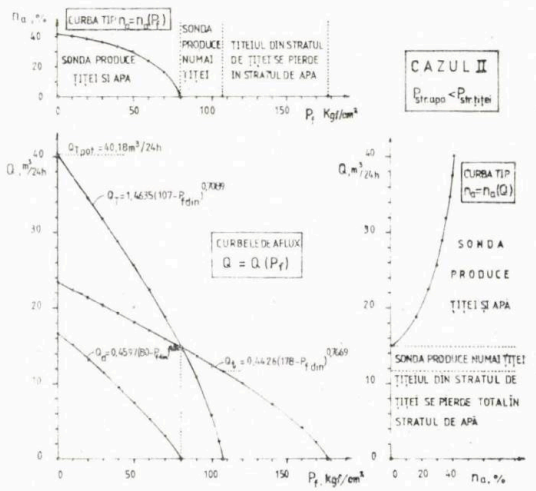


Fig. 2. Curbele de comportare cu privire la afluxul total de lichid $Q = Q(p_f)$, afluxul de țiței $Q_t = Q_t(p_f)$, afluxul de apă $Q_a = Q_a(p_f)$ și curbele tipice de impurități în cazul 2.

Cele trei curbe intersectează axele de coordonate în următoarele puncte care definesc presiunea de strat și debitul potențial al stratului sau formațiunii :

— pentru comportarea de ansamblu :

$$\begin{cases} p_{str_T} = 107 \ \text{kgf/cm}^2 = 1\,049{,}67 \ \text{N/cm}^2 \\ Q_T = 0 \end{cases}$$

$$\begin{cases} p_{f\,din} = 0 \\ Q_{pot_T} = I_{p_T} \cdot p_{str_T}^{n_T} = 1{,}4635 \cdot 107^{0{,}7089} = 40{,}18\,\text{m}^3/24\text{h} \end{cases}$$

— pentru stratul de apă :

$$\begin{cases} p_{str_a} = 80 \ \text{kgf/cm}^2 = 784{,}8 \ \text{N/cm}^2 \\ Q_a = 0 \end{cases}$$

$$\begin{cases} p_{f\,din} = 0 \\ Q_{pot_a} = I_{p_a} \cdot p_{str_a}^{n_a} = 0{,}4597 \cdot 80^{0{,}82} = 16{,}71\,\text{m}^3/24\text{h} \end{cases}$$

— pentru stratul de țiței:

$$\begin{cases} p_{str_t} = 178 \text{ kgf/cm}^2 = 1\,746{,}18 \text{ N/cm}^2 \\ Q_t = 0 \\ p_{f\,din} = 0 \\ Q_{pott} = I_{p_t} \cdot p_{str_t}^{n_t} = 0{,}4426 \cdot 178^{0{,}7669} = 23{,}54 \text{ m}^3/24\text{h}. \end{cases}$$

6. Curbele de variație a procentului de impurități lichide.

Cu ajutorul datelor din tabelul 3, în același grafic (fig. 2), sînt construite cele două curbe de variație a procentului de impurități lichide cu care produce sonda analizată, atît în funcție de debitul total de lichid extras $n_a = n_a(Q_T)$, cît și în funcție de presiunea existentă în sondă, în dreptul formațiunii care produce $n_a = n_a(p_f)$.

Concluzii

Din analiza curbelor de variație prezentate în figura 2, construite cu ajutorul ecuațiilor de aflux particularizate, rezultă următoarele.

1. Cînd presiunea în sonda analizată, la nivelul formațiunii care produce, are valoarea $p_f > p_{str_t} = 178$ kgf/cm² = 1 746,18 N/cm², din tratele respective nu are loc aflux de lichid.

2. Cînd presiunea în sondă, la același nivel, scade luînd valori cuprinse în intervalul $p_f < p_{str\,t} = 178$ kgf/cm² și $p_f > p_{str\,lim} = 107$ kgf/cm² stratul de țiței va produce cu un debit $Q_t = 0 \ldots 12{,}287$ m³/24h, deoarece înlocuind în ecuația de aflux, particularizată pentru stratul de țiței, valoarea $p_{f\,din} = 107$ kgf/cm², rezultă că: $Q_t = 0{,}4426\,(178 - 107)^{0{,}7669} = 11{,}63$ m³/24h. Toată această cantitate de țiței, care vine din stratul de țiței, va pătrunde în stratul de apă.

3. La scăderea în continuare a presiunii în sondă, și anume la variația presiunii în intervalul $p_f < p_{str\,lim} = 107$ kgf/cm² = 1 049,67 N/cm² și $p_f \geq p_{str_a} = 80$ kgf/cm² = 784,8 N/cm², va avea loc în continuare aflux de lichid din stratul de țiței, dar acesta va pătrunde numai parțial în stratul de apă, restul deplasîndu-se prin sondă spre suprafață. În acest interval de valori ale presiunii $p_{f\,din}$, în curentul ascendent din sondă se va deplasa numai țiței (0% impurități lichide), cu un debit a cărui valoare va fi $Q_t = 0 \ldots 14{,}9$ m³/24h, deoarece din ecuația de aflux particularizată pentru stratul de țiței, la $p_{f\,din} = 80$ kgf/cm² corespunde un debit $Q_t = 0{,}4426\,(178 - 80)^{0{,}7669} = 14{,}896$ m³/24h. Restul de țiței, care curge din stratul de țiței, va pătrunde în stratul de apă cu un debit care scade de la $Q_t = 11{,}63$ m³/24h (la presiunea $p_{f\,din} = 107$ kgf/cm²), pînă la zero (la presiunea $p_{f\,din} = 80$ kgf/cm²).

4. Cînd presiunea în sondă, la nivelul formațiunii care produce, scade sub valorea $p_{f\,din} = p_{str_a} = 80$ kgf/cm², stratul de apă începe să producă. Cantitatea de apă care este produsă în aceste condiții se deplasează prin sondă spre suprafață, împreună cu țițeiul care provine din stratul de țiței. Prin urmare, din momentul respectiv, pe măsură ce presiunea $p_{f\,din}$ scade sub 80 kgf/cm², sonda nu va mai produce numai țiței. În consecință, procentul de impurități lichide va începe să crească de la zero (0%) potrivit curbei de variație prezentată în figura 2. La scăderea presiunii în acest interval, deși debitul de țiței va crește în valoare absolută, proporția de țiței în lichidul extras va scădea (valoare relativă).

Bibliografie

[1] Tocan, I. *Tehnologia extracției petrolului*. I.P.G. Ploiești, 1978.

[2] Tocan, I. *Exploatarea sondelor* Ed. didactică și pedagogică, București, 1967.

[3] Nind, T. E. W. *Principles of Oil Well Production*. McGraw-Hill Book Company, New York, San Francisco, Toronto, London, 1964.

Alunecarea exactă la pompele de adîncime (II)

Dr. ing. **Al. D. Stan**
dr. ing. **I. Tudor**
student **D. Stoianovici**
Institutul de Petrol și Gaze Ploiești

IV. Deformarea cuplului *CP* la cursele pistonului

Existența unei presiuni interioare mari în interiorul sau exteriorul unui tub cilindric poate duce la deformarea acestuia.

Atît cilindrul pompei, cît și pistonul acesteia se pot situa în asemenea cazuri. Dacă se notează cu p_i și p_e presiunea din interiorul și, respectiv, exteriorul unui tub cu pereții groși, deplasarea radială a acestuia este dată de relația [3]:

$$u = \frac{1-\varepsilon}{E} \cdot \frac{p_i k^2 - p_e}{1-k^2} r + \frac{1+\varepsilon}{E} \cdot \frac{p_i - p_e}{1-k^2} \cdot \frac{R_1^2}{r}, \quad (32)$$

unde ε este coeficientul lui Poisson, iar E modulul de elasticitate. Raza r este situată între R_1 și R_2.

Avînd în vedere că la pompele de extracție *CP* este format din două asemenea tuburi cilindrice, sînt posibile două deplasări datorită acțiunii presiunii diferențiale Δp atît asupra pistonului, cît și asupra cilindrului pompei.

Deformațiile acestora pot fi diferite la cele două curse ale pistonului.

Astfel, la cursa ascendentă a pistonului deplasarea variabilă a pistonului la partea lui superioară este nulă, în timp ce la partea inferioară a acestuia, deplasarea radială se produce

datorită faptului că presiunea p_e, ce se introduce în relația (32), este nulă iar $p_i = \Delta p$. Această concluzie a fost obținută ca urmare a faptului că în exteriorul pistonului se realizează o cădere de presiune egală cu Δp. La aceeași cursă, cilindrul se deplasează tot neuniform, deplasarea cea mai mare fiind la partea superioară a lui.

La cursa descendentă a pistonului, cînd supapa inferioară este închisă și cea superioară deschisă, presiunea diferențială ce acționează asupra cuplului CP este egală tot cu Δp, atît în partea interioară, cît și în cea exterioară a pistonului, ceea ce face ca pistonul să nu-și modifice geometria în timpul acestei curse.

Tot în timpul cursei descendente, cilindrul pompei se modifică deplasîndu-se radial cu distanța u_c.

Dacă se notează deplasarea radială a pistonului cu u_{p_1}, care are loc la cursa ascendentă a pistonului la partea cea mai de jos a lui, aceasta se obține cu ajutorul formulei (32) și este [3]:

$$u_p = \frac{1-\varepsilon}{E} \cdot \frac{\Delta p k_p^2}{1-k_p^2} R_{p_2} + \frac{1+\varepsilon}{E} \cdot \frac{\Delta p}{1-k_p^2} \frac{R_{p1}^2}{R_{p_2}} = \\ = \frac{2}{E} \cdot \frac{k_p^2}{1-k_p^2} \Delta p R_{p_2}. \qquad (33)$$

Notațiile din această expresie sînt prezentate pe schemele din figura 1, k_p reprezentînd raportul dintre R_{p_1} și R_{p_2}.

Dacă se notează cu:

$k_c = R_{c_1}/R_{c_2}$, rezultă că deplasarea radială u_c a cilindrului pompei, ca urmare a presiunii Δp, realizată în partea interioară a tubului, va fi:

$$u_c = \frac{\Delta p}{E} R_{c_1} \left(\varepsilon + \frac{1+\varepsilon}{1-k_c^2} \right). \qquad (34)$$

Apare evidentă necesitatea introducerii parametrilor k_p și k_c, deoarece aceștia intervin într-un anumit fel asupra mărimii lui k din relațiile anterioare pentru calculul deformațiilor celor două piese care formează cuplul CP.

Deplasările calculate cu relațiile (33) sau (34) pot fi stabilite și în situația în care se determină la o anumită distanță x, măsurată de la partea superioară a pistonului în lungul căruia presiunea este variabilă.

În acest punct x, presiunea va fi:

$$[f(x) \cdot \Delta p],$$

funcția $f(x)$ avînd următoarele valori la limită:

$$\text{la } x = 0, \quad f(x) = 1,$$
$$\text{la } x = 1, \quad f(x) = 0, \qquad (35)$$

ceea ce înseamnă că deplasarea radială a pistonului la distanța x va fi calculată cu:

$$u_p(x) = \frac{2}{E} \cdot \frac{k_p^2}{1-k_p^2} R_{p_2} \cdot f(x) \Delta p. \qquad (36)$$

Cu acest rezultat se găsește că parametrul k al cuplului CP deformabil va fi:

$$k_a(x) = \frac{R_{p_2} + u_p(x)}{R_{c_1} + u_c(x)}, \qquad (37)$$

unde $u_c(x)$ se calculează cu formula (34) și în care Δp se înlocuiește cu $[\Delta p f(x)]$.

În mod similar se definește și pentru cursa descendentă a pistonului:

$$k_d = \frac{R_{p_2}}{R_{c_1} + u_c}. \qquad (38)$$

Pentru un cuplu CP nedeformabil, parametrul k va fi egal cu R_{p_2}/R_{c_1}.

În ceea ce privește funcția $f(x)$, aceasta poate fi aleasă astfel încît să fie satisfăcute condițiile (35).

De exemplu, s-ar putea alege:

$$f(x) = \cos \frac{\pi}{2} \frac{x}{l}, \qquad (39)$$

l fiind lungimea pistonului.

Poate o valoare mult mai exactă a funcției $f(x)$ ar fi formula:

$$f(x) = \left(1 - \frac{x}{l}\right)\left(1 + \frac{x}{l} + \frac{x^2}{l^2} + \dots\right) = \\ = \left[1 - \left(\frac{x}{l}\right)^n\right] \qquad (40)$$

și, pe măsură ce numărul de termeni ai seriei este mai mare, precizia calculelor probabil că se îmbunătățește.

Calculele noastre se limitează la ultima formă pentru care a fost ales $n = 8$.

Ipotezele de calcul ale parametrilor $k_a(x)$ și k_d nu au luat în considerare efectele de capăt ale pistonului și ale cilindrului.

În calculele practice prezintă interes valoarea medie a lui $k_a(x)$ care este:

$$k_{am} = \frac{1}{l} \int_0^l k_a(x) \mathrm{d}x = \frac{1}{l} \int_0^l \frac{R_{p_2} + u_p(x)}{R_{c_1} + u_c(x)} \mathrm{d}x. \qquad (41)$$

Dacă se efectuează înlocuirea:

$$y = \frac{x}{l}, \qquad (42)$$

rezultă:

$$k_{am} = \int_0^1 \frac{R_{p_2} + u_p(y)}{R_{c_1} + u_c(y)} \mathrm{d}y. \qquad (43)$$

Funcția $f(y)$ satisface la $y = 0$ și la $y = 1$ condițiile (35), iar $u_p(y)$ și $u_c(y)$ se obțin din expresiile deplasărilor radiale $u_p(x)$ și $u_c(x)$ unde x se înlocuiește cu y. Pentru k_a nu se ridică problema determinării unei valori medii a acestuia, deoarece nu prezintă variații în raport cu x.

Cu ajutorul valorii medii a lui $k_a(x)$, adică k_{am}, se poate utiliza relația (7) în care se înlocuiește k cu k_{am} de unde se determină oricare dintre parametrii ce prezintă interes.

Cu notațiile utilizate în figura 1, rezultă că debitul de fluid scurs prin cuplul CP va fi:

$$Q = \frac{\pi \Delta p\, R_{1m}^4}{8\mu l}\, T_{1m} - \bar{V} \cdot T_{2m}, \tag{44}$$

unde T_{1m} și T_{2m} se calculează cu relația (8), respectiv (8'), în care parametrul k este înlocuit, așa cum s-a mai precizat, cu k_{am} dat de relația (43). R_{c1m} este raza medie a cilindrului deformat care se calculează cu formula:

$$R_{c1m} = \frac{1}{l}\int_0^l [R_{c1} + u_c(x)]\,\mathrm{d}x. \tag{45}$$

Avînd în vedere relația (34), R_{c1m} are expresia:

$$R_{c1m} = R_{c1}\int_0^l \left[1 + \frac{\Delta p}{E} f(y)\left(\varepsilon + \frac{1+\varepsilon}{1-k_c^2}\right)\right]\mathrm{d}y \tag{46}$$

și dacă se alege formula (40) pentru funcția $f(x)$ rezultă:

$$R_{c1m} = R_{c1}\left[1 + \frac{n}{n+1}\frac{\Delta p}{E}\left(\varepsilon + \frac{1+\varepsilon}{1-k_c^2}\right)\right]. \tag{47}$$

Așa cum se observă din relația (44) s-a adoptat la produsul $T_{1m}\bar{V}$ semnul minus, ceea ce înseamnă valabilitatea acestei formule doar pentru cursa ascendentă a pistonului.

Rezultă de aici că $\bar{V}$ reprezintă cursa medie a pistonului la cursa ascendentă, adică:

$$\bar{V} = \frac{1}{\pi}\int_0^\pi V\,\mathrm{d}\varphi = \frac{1}{\pi}\int_0^\pi v_p\,\mathrm{d}\varphi. \tag{48}$$

Viteza pistonului se poate alege considerînd cinematica aproximativă a unității de pompare [1] ca avînd forma:

$$v_p = \frac{a}{b}\omega r\left(\sin\omega t + \frac{r}{2L}\sin 2\omega t\right), \tag{49}$$

unde ω este viteza unghiulară a butonului manivelei, iar r raza acestuia. Lungimile L, a și b depind de tipul unității utilizate. De exemplu, pentru o instalație de pompare tip „Vulcan" cu reductorul suprainălțat UP7T — 2 000—2 000 M, aceste dimensiuni sînt: $L = 2{,}4$ m, $a = 2{,}2$ m, $b = 2{,}2$ m și $r = 0{,}715$ m, iar la un număr de 10 curse duble pe minut rezultă viteza unghiulară $\omega = 1{,}0472$ rad/s.

Avînd în vedere, pentru cazul general, că există relația:

$$\varphi = \omega t \tag{50}$$

este unghiul pe care-l efectuează butonul manivelei.

Cu acest rezultat viteza medie $\bar{V}$ va fi:

$$\bar{V} = \frac{2}{\pi}\frac{a}{b}\omega r. \tag{51}$$

Înseamnă că pentru valorile admise mai înainte la UP7T — 2 000 — 2 000 M, viteza medie va fi:

$$\bar{V} = 0{,}4766 \text{ m/s}.$$

Dacă se compară debitul de fluid Q_{ad} la cursa ascendentă pentru un spațiu deformabil cu cel tot pentru cursa ascendentă de la spațiul nedeformabil Q_{an}, ambele fiind datorate doar gradientului de presiune $\Delta p/l$, rezultă:

$$R_a = \frac{Q_{ad}}{Q_{an}} = \left(\frac{R_{c1m}}{R_{c1}}\right)^4 \frac{T_{1m}}{T_1} \tag{52}$$

și dacă se au în vedere relațiile anterioare, se găsește:

$$R_a = \left[1 + \frac{n}{n+1}\frac{\Delta p}{E}\left(\varepsilon + \frac{1+\varepsilon}{1-k_c^2}\right)\right]^4 \cdot \frac{(1-k_{am}^2)\left(1 + k_{am}^2 + \dfrac{1-k_{am}^2}{\ln k_{am}}\right)}{(1-k^2)\left(1 + k^2 + \dfrac{1-k^2}{\ln k}\right)}. \tag{53}$$

La T_1 parametrul k va trebui luat egal cu R_{p_2}/R_{c_1}.

Probabil că cea mai exactă distribuție a funcției $f(x)$, care va da profilul căderii de presiune cît mai apropiat de realitate în spațiul realizat de CP, este pentru $n = \infty$. Din acest motiv, considerăm că deformabilitatea unui cuplu CP față de unul nedeformabil va duce la un raport R_a care are valoarea:

$$R_a = \left[1 + \frac{\Delta p}{E}\left(\varepsilon + \frac{1+\varepsilon}{1-k_c^2}\right)\right]^4 \cdot \frac{(1-k_{am}^2)\left(1 + k_{am}^2 + \dfrac{1-k_{am}^2}{\ln k_{am}}\right)}{(1-k^2)\left(1 + k^2 + \dfrac{1-k^2}{\ln k}\right)}, \tag{54}$$

deoarece pentru valori foarte mari ale lui n are loc :

$$\lim_{n\to\infty} \frac{n}{n+1} = 1. \tag{55}$$

În mod similar se poate defini și un parametru R_{av} ce ține seama de mobilitatea pistonului la un cuplu CP deformabil față de cel nedeformabil, care are expresia :

$$R_{av} = \frac{R_{c1m}^2}{R_{c1}^2} \cdot \frac{1 - k_{am}^2}{1 - k^2} \cdot \frac{\ln k}{\ln k_{am}}. \tag{56}$$

La obținerea acestui parametru s-a ținut seama că mobilitatea pistonului atît la cuplul deformabil, cît și la cel nedeformabil este dat de al doilea termen din ecuația (7).

Și acum, dacă se are în vedere relația (47), și la valori foarte mari ale lui n, se găsește :

$$R_{av} = \left[1 + \frac{\Delta p}{E}\left(\varepsilon + \frac{1+\varepsilon}{1-k_c^2}\right)\right]^2 \frac{1-k_{am}^2}{1-k^2} \cdot \frac{\ln k}{\ln k_{am}}. \tag{57}$$

La cursa descendentă a pistonului, un termen asemănător cu ecuația (57) nu apare deoarece căderea de presiune pe lungimea cuplului CP este datorită greutății lichidului din acest loc.

Parametrul R_{dv} datorat mobilității pistonului la cursa descendentă, adică termenul similar lui R_{av}, va avea expresia :

$$R_{dv} = \left[1 + \frac{\Delta p}{E}\left(\varepsilon + \frac{1+\varepsilon}{1-k_c^2}\right)\right]^2 \frac{1-k_d^2}{1-k^2} \cdot \frac{\ln k}{\ln k_d}. \tag{58}$$

Este evident că la cursa descendentă debitul datorat mobilității este de semn contrar aceluia de la cursa ascendentă.

Cu alte cuvinte, la cursa ascendentă o valoare mare a debitului datorat mobilității micșorează alunecarea cuplului CP, ceea ce înseamnă că valorile cele mai mari ale lui R_{av} sînt mai favorabile. La cursa descendentă sînt mai favorabile cele mai mici valori pentru R_{dv}. La obținerea acestui parametru s-a avut în vedere că numai cilindrul pompei se deformează, ipoteză ce se reflectă prin introducerea lui k_d dat de relația (38) în expresia lui R_{dv}.

V. Funcționarea cuplului CP la un parametru k redus

Așa cum se observă din datele tabelului 2, este posibilă și o scurgere turbulentă a fluidului vîscos prin cuplul CP.

Dacă se consideră căderea de presiune printr-un spațiu inelar [4 ; 5 ; 6 ; 7 ; 8], la o scurgere turbulentă a fluidului între debit și gradientul de presiune are loc relația :

$$Q^2 = \frac{4\pi^2 R_2^5 (1-k)(1-k^2)^2}{\rho \lambda_i} \cdot \frac{\Delta p}{l}. \tag{59}$$

Coeficientul de rezistență λ_i în spațiul inelar se calculează cu una din formulele [8] :

$$\lambda_i = \frac{0{,}3164}{Re^{0{,}25}} \cdot \frac{1 + k^{0{,}75}}{1+k} \tag{60}$$

sau :

$$\lambda_i = 0{,}0032 + \frac{0{,}221}{Re^{0{,}237}} \cdot \frac{1 + k^{0{,}763}}{1+k}, \tag{60'}$$

după cum numărul lui Reynolds Re, definit cu viteza medie și distanța $2R_2$, este mai mic sau superior lui 10^5.

Dacă ne mărginim doar la prima valoare a lui λ_i, rezultă, în urma unor calcule simple, că între debitul Q și gradientul de presiune $\Delta p/l$ există dependența :

$$Q^{1,75} = \text{constantă} \frac{\Delta p}{l}. \tag{61}$$

Constanta ce apare în ultima formulă se pune în evidență imediat dacă se are în vedere dependența coeficientului λ_i de numărul lui Reynolds, deci și de debitul Q, precum și formulele (59). Se vede că în expresia constantei intervine și parametrul k.

Tot pentru cursa ascendentă a pistonului și o scurgere turbulentă a fluidului prin CP, o relație similară cu (52) are acum, la mișcarea turbulentă a fluidului, forma :

$$R_a = \frac{Q_{ad}}{Q_{an}} = \left[\left(\frac{R_{c1m}}{R_{c1}}\right)^{4,75}\left(\frac{1-k_{am}^2}{1-k^2}\right)^{2,75}\frac{1+k^{0,75}}{1+k_{am}^{0,75}}\right]^{1/1,75}, \tag{62}$$

unde și acum Q_{ad} și Q_{an} reprezintă debitul de fluid scurs printr-un cuplu CP deformabil și, respectiv, nedeformabil.

Valoarea medie a parametrului k, adică k_{am}, se calculează tot cu formula (43), iar R_{c1m} și R_{c1} reprezintă și acum tot raza interioară medie a cilindrului deformat ce se determină în mod asemănător cu (45) și, respectiv, raza interioară a cilindrului nedeformat.

Variația presiunii în lungul cuplului CP la o mișcare turbulentă a fluidului se consideră similară cu situația în care fluidul s-ar scurge laminar, ceea ce înseamnă că ipotezele admise (35) pentru funcția $f(x)$ rămîn nemodificate.

În figura 2 se prezintă variația parametrului R_a în funcție de căderea de presiune Δp, realizată la cuplul CP și parametrul notat cu k. Acest parametru se determină cu ajutorul

mărimilor k_p și k_c care se pot stabili în funcție de treapta și gama cuplului CP.

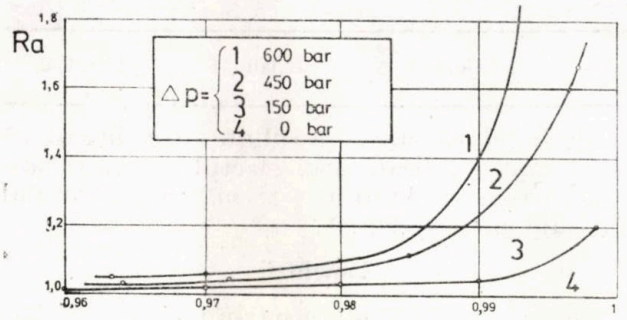


Fig. 2

Se observă că deformarea cuplului CP modifică mai mult alunecarea, adică debitul de fluid scurs prin cuplul CP, la o scurgere printr-un cuplu CP cu parametrul k mai mare, ceea ce înseamnă că deformarea sistemului CP trebuie considerată. Referitor la o comparare a alunecării, la un cuplu CP cu o mișcare laminară, față de cel cu o scurgere turbulentă, este suficient să se calculeze raportul $Q_{a\,laminar}/Q_{a\,turbulent}$.

Pentru o scurgere laminară, dacă se scrie căderea de presiune sub forma clasică:

$$\frac{\Delta p}{l} = \frac{\rho v_m^2}{2} \cdot \frac{1}{2R_2(1-k)} \lambda_l, \qquad (63)$$

rezultă expresia coeficientului de rezistență λ_l:

$$\lambda_l = \frac{64}{Re} \cdot \frac{1-k}{1+k^2+\dfrac{1-k^2}{\ln k}}; \qquad (64)$$

o relație asemănătoare cu (63) se scrie pentru scurgerea turbulentă în care λ_l este dat de relațiile (60) sau (60').

La același gradient de presiune realizat și la o scurgere laminară și turbulentă rezultă imediat raportul:

$$\frac{Q_{a\,lam}}{Q_{a\,turb}} = \sqrt{\frac{\lambda_{l\,turb}}{\lambda_{l\,lam}}}, \qquad (65)$$

în care coeficienții λ_l pentru scurgere laminară $\lambda_{l\,lam}$ și $\lambda_{l\,turb}$ sînt determinați cu relațiile prezentate mai înainte.

Dacă acești coeficienți sînt înlocuiți cu relațiile (64) și, respectiv, (60) rezultă:

$$E = \frac{Q_{a\,lam}}{Q_{a\,turb}} =$$

$$= \sqrt{0{,}0049\, Re^{0,75} \cdot \frac{1+k^{0,75}}{1-k^2}\left(1+k^2+\frac{1-k^2}{\ln k}\right)} =$$

$$= 0{,}07\, Re^{\frac{0,75}{2}}\, G. \qquad (66)$$

Cu toate că pentru o anumită valoare a regimului de curgere are loc fie numai o scurgere laminară, fie numai una turbulentă, în figura 3 se prezintă parametrul E în funcție de k și numărul lui Reynolds. Comparația este posibilă deoarece în expresia numărului lui Reynolds critic (28) intervine și parametrul geometric k, ceea ce înseamnă că pentru orice regim de curgere Re se poate găsi acea valoare a lui k astfel ca regimurile de curgere să fie confundate. Valorile lui Re arată că pentru o anumită valoare a lui k debitul de fluid, scurs prin CP, este mai mic pentru un regim laminar decît la acela turbulent.

Factorul geometric G din relația (66) are valori subunitare și arată că mărimea parametrului k joacă un rol însemnat în determinarea efectivă a lui, cît și a numărului lui Reynolds, indiferent dacă este o scurgere laminară sau turbulentă.

În figura 4 se prezintă variația lui G în funcție de parametrul k.

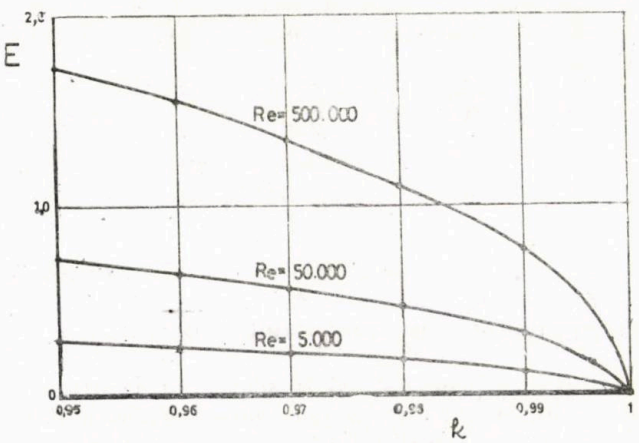


Fig. 3

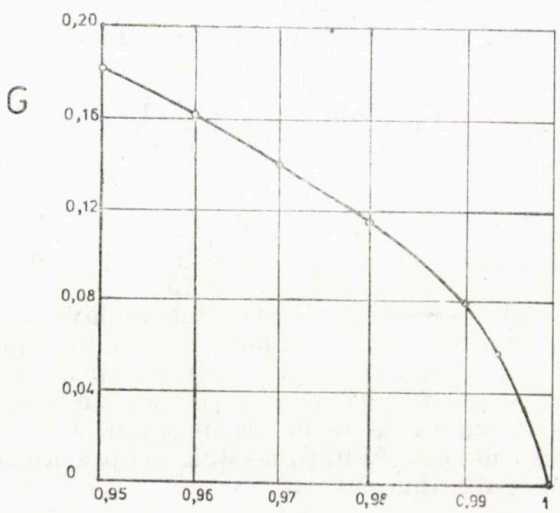


Fig. 4

Tabelul 3

p, bar	0	150	300	450	600	750
R_a	1	1,000371	1,000742	1,001113	1,001484	1,008545

Dacă fluidul se mișcă turbulent, mobilitatea peretelui poate fi luată în considerare potrivit relațiilor din [9].

În ceea ce privește caracterul deformabil al cuplului CP, față de cazul în care același cuplu este nedeformabil, dacă în ambele este o mișcare turbulentă a fluidului, parametrul R_a dat de formula (62) are aproximativ valoarea:

$$R_a = \frac{Q_{ad}}{Q_{an}} = \left[1 + \frac{\Delta p}{E}\left(\varepsilon + \frac{1+\varepsilon}{1-k_c^2}\right)\right]^{\frac{4,75}{2,75}}. \tag{67}$$

Acest rezultat a fost obținut avînd în vedere că practic $k_{am} \approx k$ și raza interioară a cilindrului R_{c1m} s-a calculat tot cu formula (47) unde s-a ales $n = \infty$.

În cazul unei pompe cu $k_c = 0{,}7101$ și $\varepsilon = 0{,}28$, rezultă:

$$R_a = \left(1 + 2{,}862\frac{\Delta p}{E}\right)^{1,727}. \tag{68}$$

În tabelul 3 se dau valorile lui R_a în funcție de căderea de presiune Δp pentru un modul de elasticitate al materialului $E = 2 \times 10^{11}$ N/m^2.

Dacă se apreciază, și la scurgerea laminară printr-un cuplu CP, că parametrul R_a, calculat cu relația (50), are loc $k \approx k_{am}$, rezultă că deformarea acelui cuplu face ca prin el să se scurgă un debit de fluid mai mare decît în situația în care mișcarea fluidului ar fi turbulentă și cuplul CP ar fi tot deformat. Această situație se datorește faptului că în primul caz parametrul adimensional:

$$\left[1 + \frac{\Delta p}{E}\left(\varepsilon + \frac{1+\varepsilon}{1-k_c^2}\right)\right]$$

este ridicat la puterea a patra, pe cînd în cea de-a doua situație, la puterea $\frac{4,75}{2,75} = 1{,}7272$.

Concluzia anterioară este oarecum favorabilă în practică deoarece existența unui regim laminar este, apreciem noi, rar întîlnită, iar la adîncimi mari de funcționare ale pompei, unde regimul turbulent se realizează în cuplul CP, influența deformabilității acestuia asupra alunecării se diminuează.

Probabil că unele rezultate din literatură [10] sînt explicate prin efectul pe care-l are deformarea cuplului CP și mărirea debitului de fluid prin acesta.

Concluzii

Scurgerea fluidului printr-un spațiu inelar, cum este cel dintre pistonul și cilindrul pompei, prezintă mare interes practic și a fost studiată în diverse ipoteze de calcul.

În lucrarea noastră admitem că atît în regim laminar, cît și turbulent spațiul inelar se deformează la cele două curse ale pistonului. Deformarea este variabilă în lungul pistonului atît a acestei piese, cît și a cilindrului pompei, ceea ce face ca distribuția presiunii să prezinte un caracter neliniar.

Este posibil ca și o presiune mărită să ducă la o modificare locală a viscozității, fapt ce se răsfrînge tot asupra variației presiunii în lungul celor două piese.

Luarea în considerare a celor doi parametri, care au fost studiați în lucrare, contribuie la o diminuare a erorilor ce se înregistrează între datele teoretice și cele experimentale.

Bibliografie

[1] Ioachim, Gr. *Extracția petrolului și gazelor.* Ed. tehnică, București, 1965, p. 266 — 272.

[2] Petre, N., Militaru-Chițu, C. *Extracția țițeiului prin pompaj cu prăjini.* Ed. tehnică, București, 1986, p. 344 — 357.

[3] Posea, N. *Rezistența materialelor.* Ed. didactică și pedagogică, București, 1979, p. 630 — 633.

[4] Oroveanu, T., Ionescu, P. *Determinarea pierderilor de lichid prin spațiul dintre piston și cilindru la pompele de extracție cu luarea în considerare a excentricității acestora.* Buletinul I.P.G.G. București, vol. VI, 1960, p. 65 — 73.

[5] Oroveanu, T., Stan, Al. D., Talle, V. *Transportul petrolului.* Ed. tehnică, București, 1985, p. 32 — 35.

[6] Oroveanu, T., David, C., Stan, Al. D., Trifan, C. *Colectarea, transportul, depozitarea și distribuția produselor petroliere și gazelor.* Ed. didactică și pedagogică, București, 1985, p. 18 — 21.

[7] Stan, Al. D. *Curgerea laminară a fluidelor în spații inelare.* St. cerc. mec. apl., **38**, 5, 637 — 643, 1979.

[8] Stan, Al. D. *Mișcări turbulente prin spații inelare.* St. cerc. mec. apl., **38**, 6, 825 — 837, 1979.

[9] Stan, Al. D., Oană, S. *Pierderile prin spațiul inelar cu un perete mobil.* St. cerc. mec. apl., **40**, 2, 171 — 184, 1981.

[10] Șerbar, C. *Considerente constructive în fabricația noilor tipuri de pompe de extracție cu cilindru lung și piston metalizat.* Mine, Petrol și Gaze, nr. 11, 1986.

MINISTERUL MINELOR

INSTITUTUL DE CERCETARI, INGINERIE TEHNOLOGICA SI PROIECTARI MINIERE PENTRU LIGNIT

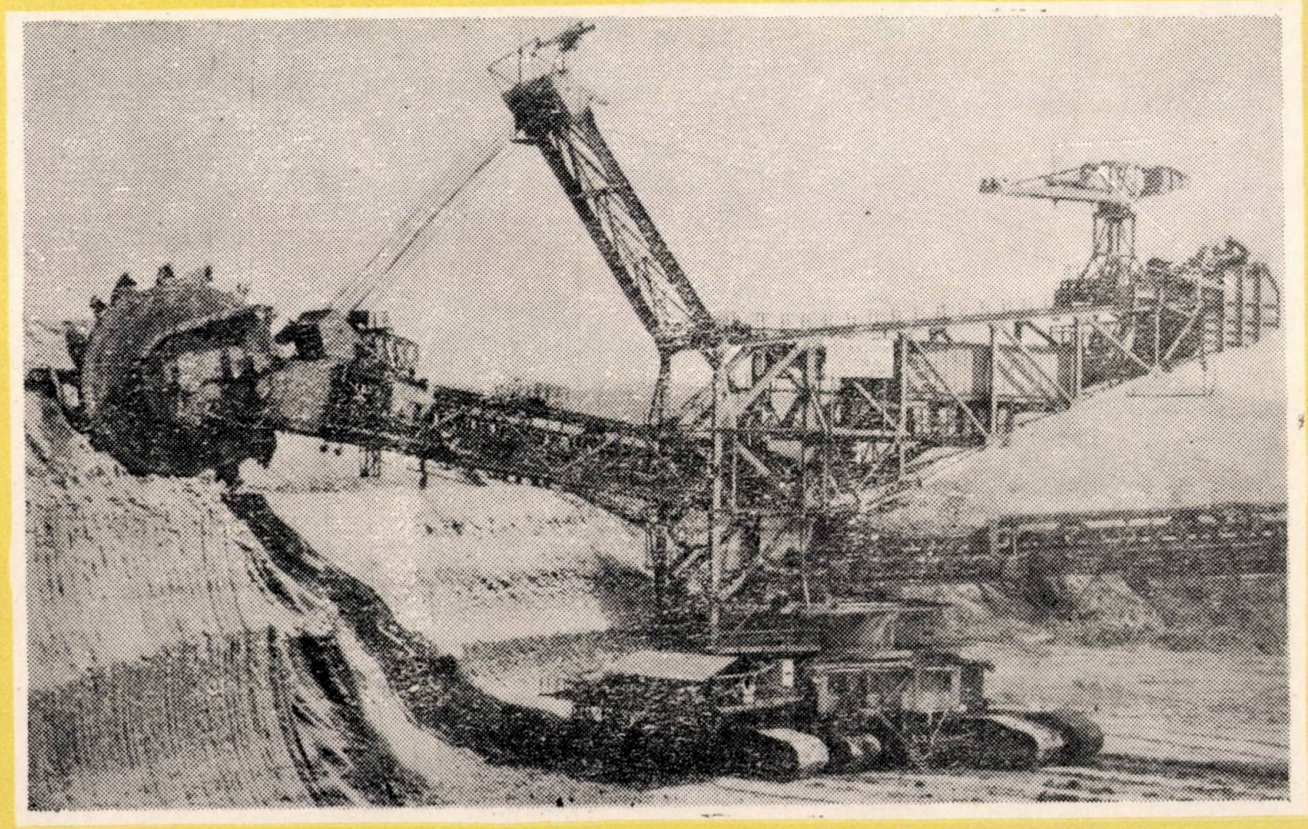
OFERA:

- consultatii tehnice şi expertize în domeniul exploatării la zi,al construcţiei minelor pentru cărbune energetic, al asecării zăcămintelor
- studii de fezabilitate, cercetări tehnologice şi proiecte pentru valorificarea zăcămintelor de cărbune energetic
- studii de fezabilitate, cercetări tehnologice şi proiecte pentru exploatarea la zi şi asecarea zăcămintelor
- tehnologii şi proiecte pentru excavarea şi transportul în exploatările la zi
- proiecte pentru lucrări de artă, construcţii civile şi industriale, proiecte de organizare a şantierelor miniere
- studii şi cercetări geotehnice şi de mecanica rocilor

ICITPML

CRAIOVA »« ROMANIA

str. Unirii 139



19[illegible]

INTREPRINDEREA MECANICA GAZ METAN MEDIAS

PRODUCE SI LIVREAZA:

- arzătoare gaze naturale;
- aparatură pneumatică (elemente de automatizare cîmpuri sondă, elemente de siguranţă presiune gaze; elemente de reglare presiune gaze şi elemante de automatizare a instalatiilor de ardere cu gaze naturale);
- utilaj tehnologic pentru ţiţei şi gaze (pompe hidraulice; aparatură pentru filtrare-separare; încălzitoare şi schimbătoare de căldură; utilaje complexe pentru extractia gazelor naturale);
- aparate de măsură debite gaze;
- piese de schimb (utilaj petrolier; compresoare şi motocompresoare);
- reparaţii utilaj petrolier.

INTREPRINDEREA MECANICA GAZ METAN
MEDIAS - Str. Aurel Vlaicu nr. 35 A
Telefon: 15864

E 1445

MINE
PETROL
GAZE

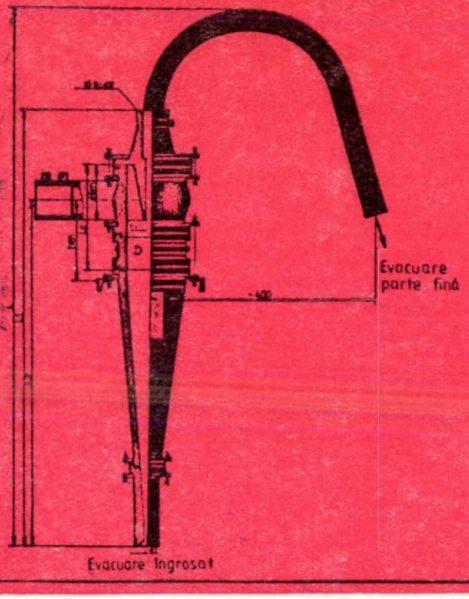
BUCUREŞTI – ROMANIA ★ Vol. 39, mai 1988

5

MM — CSN BUCUREȘTI

INSTITUTUL DE CERCETARI SI PROIECTARI MINIERE PENTRU SUBSTANTE NEMETALIFERE

Hidrocicloane ⌀45 și ⌀100, din cauciuc



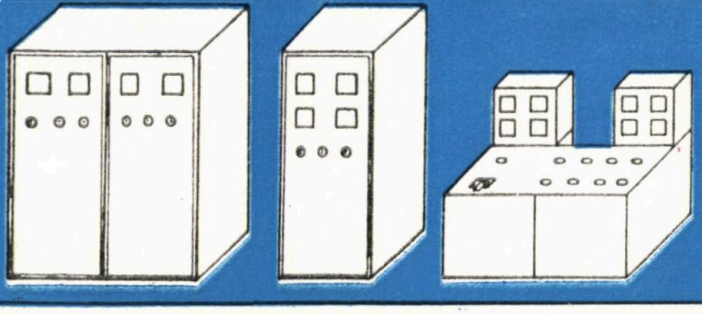
DESTINAȚIA : clasarea, îngroșarea, deșlamarea și concentrarea substanțelor minerale utile.

CARACTERISTICI TEHNICE :

CARACTERISTICA	SIMBOL (UM)	Hidrociclon ⌀45	Hidrociclon ⌀100
Diametrul nominal	D (mm)	45	100
Lungimea părții cilindrice	Lc (mm)	45; 67,5; 90	120; 180; 240; 300
Adîncimea de imersie	Him (mm)	20,25,30,35,40	90,95,100,105,110,115
Dimensiunea fantei de intrare	a × b (mm)	5 × 12	7 × 45
Conicitatea	∝ °	6°; 15°	10°
Diuza suprascurgere	⌀supr (mm)	8; 9; 10	10,14,18,20,24,28,32
Diuza evacuare	⌀î (mm)	3 ÷ 10	3 ÷ 15
Presiune maximă de lucru	P (MPa)	0,4	0,18
Debitul de alimentare	Q (m^3/h)	2 ÷ 3	6 ÷ 12
Înălțimea de montaj	L_2 (mm)	263 ÷ 451	619 - 799
Lungime aparat	L_1 (mm)	337 ÷ 525	764 - 944
Masa aparat	m (kg)	5,23÷6,03	6,90 - 10,30

CONDIȚII DE LIVRARE :
ICPMSN Cluj-Napoca livrează pe bază de comandă: hidrocicloane împreună cu seturi de piese de rezervă. În comandă se vor specifica parametrii (D),(Lc)/Him),(⌀ supr) și (⌀i)

Instalație de comandă și automatizare pentru foreze: SBS 250, SBS 200 și FC 60



CARACTERISTICI TEHNICE
- Tensiune 380 V; 50 Hz
- Putere instalată 480 kW

DOMENIU DE UTILIZARE
- Toate exploatările miniere la zi.

EFECTE ECONOMICE

SPECIFICAȚIA	U/M	1984 realizat	1985 realizat	1986 preliminat	1990
Echipament electric pentru foreză	buc. / mil.lei	6 / 6	8 / 8	10 / 10	20 / 20

Produce și livrează beneficiarilor următoarele produse de substanțe nemetalifere:

- Masă refractară acidă tip NAI-1 utilizată la ștamparea creuzetelor cuptoarelor cu inducție, folosite la elaborarea fontelor și oțelurilor;
- Masă de ștampare silico-aluminoasă tip NAI-4, utilizată la căptușirea cuptoarelor pentru topit frită email;
- Argile pentru emaliare tip MPV utilizate pentru asigurarea stabilității baibotinei de emalii înaintea aplicării pe obiecte;
- Antideponente Sedistop DMS utilizat în industria lacurilor și vopselelor precum și a vopselelor de turnătorie pe bază de grafit în solvent de toluen;
- Cuțitină micronizată și hidrofobizată utilizată ca material de umplutură pentru rășinile epoxidice

I.C.P.M.S.N. CLUJ-NAPOCA
Str. T. Vladimirescu Nr. 15-17
Telefon: 951 / 86016, 82288

MINE, PETROL ŞI GAZE

ORGAN AL MINISTERULUI MINELOR ŞI AL MINISTERULUI PETROLULUI

ANUL XXXIX

Nr. 5 1988

CUPRINS

Petrescu, G., Ilincioiu, D., Păsărin, C., Plăvicheanu, D. **Susţinere inelară din profile metalice cu dublură pe diverse zone** . . . 212

Muste, I. **Energia gravitaţională şi aplicaţiile ei în minerit (III)** 218

Neag, I., Hreniuc, P., Bojor, I. **Rezultatele cercetărilor teoretice şi experimentale privind influenţa presiunii barometrice asupra emanaţiilor de metan din subteran şi măsuri de prevenire şi combatere ale acestora** 228

Mihail Ira **Lucrări geologice speciale privind realizarea tiranţilor pretensionaţi ancoraţi în foraje** . 237

Blank Lelia, Constantin Valeria **Rolul microgelurilor în comportarea la curgere prin medii poroase a soluţiilor de poliacrilamide parţial hidrolizate** . . . 245

Iordache, G. **Stabilirea echilibrului strat-sondă prin laminarizarea curgerii** 252

Paraschiv, D. **Cu privire la capcanele de hidrocarburi neclasice** 258

COLEGIUL DE REDACŢIE

Preşedinte : ing. **Vasile-Gheorghe Scripăţ-Florescu** ; *vicepreşedinţi :* dr. ing. **Gheorghe Aldea** şi ing. **Traian Cojocaru** ; *membri :* ing. **Teodor Boru**, ing. **Gheorghe Boteanu**, ing. **Alexandru Butac**, ing. **Minea Ene**, prof. dr. ing. **Dumitru Fodor**, dr. ing. **Iancu Geangălă**, ing. **Gheorghe Giuclea**, ing. **Ion Gâf-Deac**, dr. ing. **Mircea Guran**, ing. **Ion Mărăscu**, ing. **Ion Mitrea**, dr. ing. **Florea Neagu**, ing. **Nicolae Pantilie**, ing. **Mircea Refec**, ing. **Aurel Sandu**, dipl. univ. **Elena Vrânceanu**, *redactor*.

REZUMATE

C.Z. 622.283.6

P e t r e s c u, G. ş.a. *Susţinere inelară din profile metalice cu dublură pe diverse zone*

După ce au fost analizate diverse situaţii privind calculul susţinerilor inelare simple, în lucrare se prezintă schema clasică (structura de bază) care este consolidată prin dublarea profilelor în diverse zone.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 5, 1988

C.Z. 528.02: 622.615: 622.62: 622.794.7

M u s t e, I. *Energia gravitaţională şi aplicaţiile ei în minerit (III)*

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 5, 1988

C.Z. 622.412

N e a g, I., H r e n i u c, P., B o j o r, I. *Rezultatele cercetărilor teoretice şi experimentale privind influenţa presiunii barometrice asupra emanaţiilor de metan din subteran şi măsuri de prevenire şi combatere ale acestora*

Se analizează influenţa variaţiei presiunii barometrice asupra emanaţiilor de metan în lucrările miniere subterane, căutînd să se stabilească legile care guvernează aceste emanaţii, astfel încît, pe baza acestora, să se elaboreze o metodologie simplă de prognoză.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 5, 1988

C.Z. 622.28.74

M i h a i l I r a *Lucrări geologice speciale privind realizarea tiranţilor pretensionaţi ancoraţi în foraje*

Sînt prezentate metoda realizării tiranţilor pretensionaţi ancoraţi în foraje, precum şi experimentările efectuate în vederea stabilirii tehnologiei de execuţie a acestora pentru ancorarea radierului unui doc uscat.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 5, 1988

C.Z. 622.245.42

B l a n k L e l i a, C o n s t a n t i n V a l e r i a *Rolul microgelurilor în comportarea la curgere prin medii poroase a soluţiilor de poliacrilamide parţial hidrolizate*

Sînt expuse cercetările efectuate la Institutul de cercetări şi proiectări pentru petrol şi gaze din Cîmpina prin care se explică asocierea macromoleculelor de poliacrilamide în particule mai mari, de tip gel, ale căror dimensiuni sînt comparabile cu dimensiunile porilor din zăcămînt.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 5, 1988

C.Z. 622.245.5

I o r d a c h e, G. *Stabilirea echilibrului strat-sondă prin laminarizarea curgerii*

Este prezentată o metodă originală de stabilire a echilibrului strat-sondă în cazul formaţiunilor geologice cu presiuni mici (normale sau subnormale); premisa de bază este că starea de echilibru se determină în timpul operaţiilor diverse din sondă, nu în stare statică.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 5, 1988

C.Z. 622.323

P a r a s c h i v, D. *Cu privire la capcanele de hidrocarburi neclasice*

Capcanele de hidrocarburi neclasice (nestructurale) intervin cu peste 25% din rezervele mondiale de petrol şi ponderea lor este în continuă creştere. Cercetarea şi valorificarea acestora s-au impus ca necesitate în momente diferite pe suprafaţa Globului, iar în prezent se află în pragul generalizării. Explorarea eficientă a unor astfel de obiective necesită, încă, progrese în domeniile metodologiei şi tehnologiei, ca şi din punct de vedere conceptual.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 5, 1988

CONTENTS

C.Z. 622.283.6

Petrescu, G. et al. *Metallic profile ring support with doubling for different zones*

After the analysis of various situations regarding the calculus of simple ring supports, the paper presents the classical pattern (the basic pattern) which is strengthened by doubling the profile in different zones.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 5, 1988

C.Z. 528.02 :622.615 :622.62 :622.794.7

Muste, I. *The gravitational energy and its aplication in mining (III)*

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 5, 1988

C.Z. 622.412

Neag, I., Hreniuc, P., Bojor, I. *The results of the theoretical and experimental research concerning the influence of barometrical pressure in methane emanations underground and the mesures for their prevention and control*

The influence of the variations in the barometrical pressure on the methane emanations underground is analysed, with a view to establishing the laws which govern these emanations so that a simple prognosis method can be elaborated. Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 5, 1988

C.Z. 622.28.74

Mihail Ira *Special geological working regarding the achievement of pretensioned tie-rods anchored in drillings*

The method for the achievement of pretensioned tie-rods anchored in drillings is presented, as well as the experiments made in order to establish the technology for their execution, for the anchoring of the foundation raft of a dry dock.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 5, 1988

C.Z. 622.246.42

Blank Lelia, Constantin Valeria *The role of microgels in the running behaviour of partially hydroisolated polyacrylamid solutions through porous media*

The research work carried out at the Research and Design Institute for oil and gas at Cimpina is presented; it explains the association of polyacrylamid macromolecules in large gelly particles, whose dimensions are comparable to the dimensions of the pores in the deposit.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 5, 1988

C.Z. 622.245.5

Iordache, G. *The determination of the seam-well balance by rolling the flow*

An original method for the determination of the seam-well balance for the geologic formations with low pressures is presented the basic premise is that the balance state is determined during the various operations in the well, not in a static state.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 5, 1988

C.Z. 622.323

Paraschiv, D. *On the traps of non-classical hydrocarbons*

The traps of non-classical hydrocarbons (non-structural) count for more than 25% of the global oil reserves and their share is always rising. Their examination and capitalization were deemed necessary in the world; today they are being generalized. The efficient exploitation of such units still requires progress in the fields of methodology and technology as well as from a conceptual point of view.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 5, 1988

СОДЕРЖАНИЕ

C.Z. 622.283.6

Петреску, Г. и др. *Кольцевая крепь из металлических профилей, удвоенных в разных зонах*

После анализа различных случаев расчёта простых металлических кольцевых крепей авторы представляют классическую схему (основную структуру), упрочненную удвоением профилей в разных зонах.

Ключевые слова: кольцевая крепь, профиль, удвоение, упрочнение, схема.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 5, 1988

C.Z. 528.02: 622.615: 622.62: 622.794.7

Мусте, И. *Гравитационная энергия и её применение для горного дела* (III)

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 5, 1988

C.Z. 622.412

Неаг, И., Креницук, П., Божор, И. *Результаты теоретических и экспериментальных исследований о влиянии барометрического давления на подземные выделения метана и профилактические меры для их предупреждения и подавления*

Анализировано влияние изменения барометрического давления на выделение метана в подземных выработках в целях установления закономерности этих метановыделений, в виду разработки простой методики прогноза.

Ключевые слова: исследования, результаты, влияние, барометрическое давление, метановыделение, выработка, методика.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 5, 1988

C.Z. 622.28.74

Михаил Ира *Специальные геологические работы для изготовления предварительно напряжённых распорок анкерованы в буровых работах*

Представлены метод реализации предварительно напряжённых распорок анкерованы в буровых работах, а также осуществленные эксперименты в виду установления технологии их изготовления для анкерования фундамента сухого дока.

Ключевые слова: геологические работы, распорка, буровые работы, метод, эксперименты, сухой док. Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 5, 1988

C.Z. 622.245.42

Бланк Лелия, Константин Валерия *Роль микрогелей в поведении на течку через пористые среды растворов полиакриламидов частично гидролизированы*

Авторы представляют осуществленные исследования Институтом исследования для нефти и газов Кымпина в виду объяснения соединения макромолекул полиакриламидов в большие частицы типа геля, размеры которых сравниваемые с размерами пор месторождения.

Ключевые слова: микрогель, пористые среды, исследования, соединение, макромолекулы, месторождение.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 5, 1988

C.Z. 622.245.5

Йордаке, Г. *Установление уравновесия пласт-скважина прокатыванием течки*

Представлен подлиный метод установления уравновесия пласт-скважина в случае геологических образований с маленькими давлениями (нормальные или поднормальные); выявлено, то, что состояние уравновесия определяется во время разных работ в скважине а не статически.

Ключевые слова: установление, уравновесие, прокатывание, течка, метод, пласт-скважина.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 5, 1988

C.Z. 622.323

Параскив, Д. *О неклассических углеводородных ловушках*

Ловушки неклассических углеводородов (безструктурные) представляют свыше 25% из мировых резервов нефти, а их удельный вес растёт. Исследование и их рациональное использование крайненеобходимые в разных моментах на поверхности Земного шара, а в настоящее время стали общими вопросами. Эффективная разведка таких объектов требует значительных прогрессов в областях методики и технологии, а также концепции.

Ключевые слова: ловушки, углеводороды, мировые резервы, рациональное использование, прогресс.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 5, 1988

SOMMAIRE

C.Z. 622.283.6

Petrescu, G. et al. *Soutènement en anneaux en profils métalliques avec doublure en zones diverses*

Après avoir analysé des situations différentes concernant le calcul des soutènements en anneaux simples, on présente dans l'ouvrage le schéma classique (la structure de base) qui est consolidé par la doublure des profiles en différentes zones. Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 5, 1988

C.Z. 528.02 :622.615 :622.62 :794.7

Muste, I. *L'énergie gravitationelle et ses applications dans l'industrie minière (III)*

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 5, 1988

C.Z. 622.412

Neag, I., Hreniuc, P., Bojor, I. *Les résultats des recherches théoriques et experimentaux concernant l'influence de la pression barométrique sur les émanations de méthane dans le souterrain et des mesures de prévention et combat de celles-ci*

On analyse l'influence de la variation de la préssion barométrique sur les émanations de méthane dans les ouvrages minières souterraines, éssayant d'établir les lois qui gouvernent ces émanations, de sorte que, en base de celles-ci, on puisse élaborer une méthodologie simple de prognose.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 5, 1988

C.Z. 622. 28.74

Mihail Ira *Travaux géologiques spéciaux concernant la réalisation des tirants prétensionnés ancrés dans des forages*

On présente la méthode de réalisation des tirants prétensionnés ancrés dans des forages, de même que les expériments éffectués en vue de l'établissement de la téchnologie d'execution de ceux-ci pour l'ancrage du radier d'un bassin séché.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 5, 1988

C.Z. 622.245.42

Blank Lelia, Constantin Valeria *Le rôle des microgels dans le comportement à l'écoulement par des milieux poreux des solutions de polyacrylamides partiallement hydrolisées*

On présente les recherches éffectuées à l'Institut de recherches et projéctions pour pétrole et gaz de Cîmpina par lesquelles on explique l'association des macromolécules de polyacrylamides dans des particules plus grandes, de type gel, dont les dimensions sont comparables aux dimmensions des pores du gisement.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 5, 1988

C.Z. 622.245.5

Iordache, G. *L'établissement de l'équilibre couche-puit par le laminage de l'écoulement*

On présente une méthode originale d'établissement de l'équilibre couche-puit dans le cas des formations géologiques à pressions réduites (normales ou sous-normales); la premise de base est que l'état d'équilibre est déterminé pendant les opérations diverses dans le puit, et pas dans l'état statique.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 5, 1988

C.Z. 622.323

Paraschiv, D. *À propos des pièges de hydrocarbures non-classiques*

Les pièges de hydrocarbures non-classiques (non-structurales) forment plus de 25 % des réserves mondiales de pétrole et leur poids est dans un procès d'augmentation continue. Leur prospection et valorisation s'est imposée comme une nécessité à différents moments sur la surface de la Terre, étant à présent en cours de généralisation. L'exploration éfficiente de tels objectifs nécessite encore des progrès dans les domaines de la méthodologie et technologie, de même que du point de vue conceptuel.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 5, 198

INHALT

C.Z. 622.283.6

Petrescu, G. et al. *Ringstahlausbau mit Verdoppelung in verschiedenen Bereichen*

Nach der Überprüfung verschiedener Situationen betreffend die Berechnung der einfachen Ringsausbaue wird in dem Artikel das klassische Schema (Grundstruktur) vorgestellt, die durch die Verdoppelung der Profile in verschiedenen Bereichen konsolidiert wird.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 5, 1988

C.Z. 528.02: 622.615: 622.62: 622.794.7

Muste, I. *Die Schwerenergie und ihre Anwendungen im Berbau (III)*

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 5, 1988

C.Z. 622.412

Neag, I., Hreniuc, P., Bojor, I. *Die Ergebnisse der theoretischen und experimentellen Untersuchungen betreffend den Einfluss des barometrischen Drucks auf die Methanemission untertage und Vorbeugungs- und Bekämpfungsmassnahmen*

Überprüft wird der Einfluss der Schwankung des barometrischen Drucks auf die Methanemissionen in untertägigen Grubenbauen, in der Bemühung die Gesetzmässigkeiten zu bestimmen, welche diese Emissionen beherrschen, sodass auf dieser Basis eine einfache Vorsagemethodologie ausgearbeitet werden kann.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 5, 1988

C.Z. 622.28.74

Mihail Ira *Besondere geologische Arbeiten betreffend der in Bohrungen geankerten, vorgespannten Zugbalken*

Vorgestellt wird die Entwicklung der in Bohrungen geankerten, vorgespannten Zugbalken, sowie die durchgeführten Versuche zwecks der Bestimmung deren Ausführungstechnologie für die Befestigung der Gründungsplatte eines Trokkendocks.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 5, 1988

C.Z. 622.245.42

Blank Lelia, Constantin Valeria *Die Rolle der Mikrogelen in dem Strömungsverhalten durch poröse Medien der teilweise hydrolisierten Polyakrilamydlösungen*

Vorgestellt werden die im Rahmen des Forschungs- und Projektierungsinstitutes für Petroleum und Gase aus Cîmpina durchgeführten Untersuchungen für die Erläuterung der Zusammenlagerung der Makromoleküle von Polyakrilamyd in grösseren, dem Gel ähnlichen Partikeln, deren Abmessungen vergleichbar mit den Abmessungen der Lagerstättenporen sind.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 5, 1988

C.Z. 622.245.5

Iordache, G. *Bestimmung des Ausgleiches Schicht-Bohrung durch Laminarströmung*

Vorgestellt wird eine Originalmethode für die Bestimmung des Ausgleiches Schicht — Bohrung bei den geologischen Formationen niedriger Drücke (normale und unternormale); die Voraussetzung dafür ist dass der Ausgleichszustand während der verschiedenen Bohrungsvorgänge und nicht im statischen Zustand bestimmt wird.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 5, 1988

C.Z. 622.323

Paraschiv, D. *Uber die unkonventionellen Kohlenwasserstoffauffänger*

Die unkonventionellen (nicht — strukturellen) Kohlenwasserstoffauffänger greifen mit über 25 % aus den Welterdölvorräten ein und ihre Bedeutung wird immer grösser. Ihre Untersuchung und Auswertung wurde zur Notwendigkeit zu verschiedenen Zeitpunkten und in verschiedenen Orten auf der Welt und ist zur Zeit fast überall angenommen worden. Die wirksame Untersuchung solcher Objektive setzt jedoch noch Fortschritte auf dem Gebiet der Methodologie und der Technologie, sowie in der Auffassung, voraus.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 5, 1988

Revista MINE, PETROL şi GAZE este editată de Oficiul de informare documentară pentru industria minieră
Bucureşti Calea Victoriei 220, sector 1, cod 71104 C.P. 22—146, telefon 59.29.75
Tiparul: Întreprinderea poligrafică „Informaţia", str. Brezoianu nr. 23—25, Bucureşti, c. 2148
Preţul 13 lei/exemplar
Grafica: A. Socaciu

Susţinere inelară din profile metalice cu dublură pe diverse zone

Conf. dr. ing. **G. Petrescu**
asist. ing. **D. Ilincioiu**
Universitatea din Craiova
dr. ing. **C. Păsărin**
ing. **D. Plăvicheanu**
I.C.I.T.P.M.L. Craiova

I. Introducere

În lucrări anterioare au fost tratate diverse situaţii privind calculul susţinerilor inelare simple, formate din profile metalice de tip SG sau TH. Astfel, în lucrarea [1] s-a studiat comportarea structurii de bază, adică a soluţiei existente curent în exploatare pentru galeriile miniere circulare, compuse din patru arce egale îmbinate cu bride. În lucrările [2 ; 3 ; 4] au fost studiate diverse variante obţinute prin modificări corespunzătoare ale zonelor de suprapunere, atît în ce priveşte poziţia, cît şi extensiunea acestora.

Lucrarea de faţă se ocupă de schema clasică (structura de bază), care este consolidată prin dublarea profilelor în diverse zone.

II. Calculul momentelor încovoietoare la un inel consolidat cu dubluri dispuse pe părţile laterale

Se consideră inelul simplu, format din patru sectoare de profil metalic (fig. 1), consolidat pe părţile laterale cu ajutorul unor cupoane sau dubluri D, din acelaşi profil, fixate cu bride B.

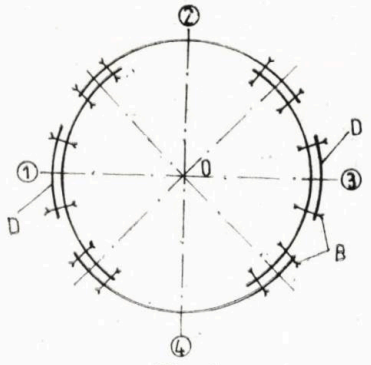


Fig. 1

Pentru calculul momentelor încovoietoare, trebuie să se ţină seama de rigiditatea diferită a inelului pe diverse sectoare, avînd în vedere că este o structură static nedeterminată. De aceea se separă un sfert de inel (fig. 2) şi se ţine seama că, din cauza simetriei constructive şi de încărcare cu sarcini, secţiunile *1* şi *2*, perpendiculare între ele, înainte de deformarea inelului, rămîn tot perpendiculare şi după deformarea acestuia.

În figură, profilele de la inelul de bază sînt *1—7* şi *6—2*, suprapuse pe porţiunea *6—7*, corespunzătoare unghiului la centru 2γ, iar dublura de consolidare este *1—5*, corespunzătoare unghiului la centru α.

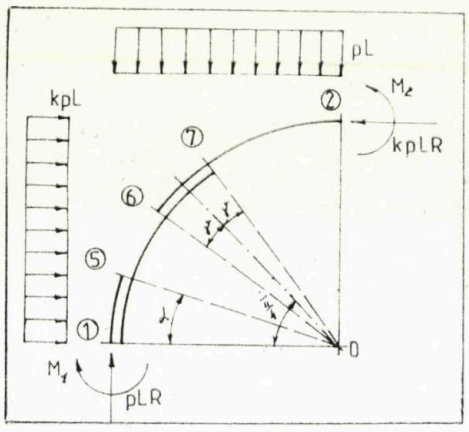


Fig. 2

S-au făcut următoarele notaţii.

R este raza de curbură a profilelor de armare ;
L — cîmpul de armare ;
p — presiunea verticală a rocilor ;
k — coeficientul presiunii laterale a rocilor ;
M_1 — momentul încovoietor din secţiunea *1* ;
M_2 — momentul încovoietor din secţiunea *2*.

Atunci, condiţia de deformare se explicitează în modul următor :

$$\Delta \frac{\pi}{2} = \Sigma \int \frac{M \cdot \mathrm{d}s}{EI} = \int_1^5 \frac{MR\,\mathrm{d}\theta}{EI_{15}} + \int_5^6 \frac{MR\,\mathrm{d}\theta}{EI_{56}} + \int_6^7 \frac{MR\,\mathrm{d}\theta}{EI_{67}} + \int_7^2 \frac{MR\,\mathrm{d}\theta}{EI_{72}} = 0, \qquad (1)$$

în care :

M este expresia momentului încovoietor în secţiunea curentă ;
θ — unghiul de poziţie al secţiunii curente ;
EI — rigiditatea la încovoiere a inelului.

Se ţine seama că rigiditatea la încovoiere este diferită pe intervale, conform modului de construcţie :

$$I_{56} = I_{72} = I\,; \; I_{15} = I_{67} = c\,I, \qquad (2)$$

în care c este un coeficient de multiplicare ce arată de cîte ori este mai mare momentul de inerţie al secţiunii pe porţiunile dublate, faţă

de momentul de inerţie de pe porţiunile simple (de exemplu, $c = 2{,}44$, pentru profilul SG-23).

După simplificări, relaţia (1) devine :

$$\int_1^5 M \cdot d\theta + c\int_5^6 M \cdot d\theta + \int_6^7 M \cdot d\theta + c\int_7^2 M \cdot d\theta = 0. \tag{3}$$

Expresia momentului încovoietor este cunoscută din lucrările precedente [1 ; 2 ; 3 ; 4] ;

$$M = M_1 + \frac{1-k}{2} pLR^2 \cdot \sin^2\theta, \tag{4}$$

ca şi expresia integralei nedefinite :

$$\int M \cdot d\theta = M_1\theta + \frac{1-k}{4} pLR^2\left(\theta - \frac{1}{2}\sin 2\theta\right). \tag{5}$$

Se calculează integralele definite, pe cele patru intervale, rezultind :

$$\int_1^5 M \cdot d\theta = M_1\alpha + \frac{1-k}{4} pLR^2\left(\alpha - \frac{1}{2}\sin 2\alpha\right); \tag{6}$$

$$\int_5^6 M \cdot d\theta = M_1\left(\frac{\pi}{4} - \gamma - \alpha\right) + \frac{1-k}{4} pLR^2\left(\frac{\pi}{4} - \gamma - \alpha\frac{1}{2}\cos 2\gamma + \frac{1}{2}\sin 2\alpha\right); \tag{7}$$

$$\int_6^7 M \cdot d\theta = M_1 2\gamma + \frac{1-k}{4} pLR^2 \cdot 2\gamma; \tag{8}$$

$$\int_7^2 M \cdot d\theta = M_1\left(\frac{\pi}{4} - \gamma\right) + \frac{1-k}{4} pLR^2\left(\frac{\pi}{4} - \gamma + \frac{1}{2}\cos 2\gamma\right). \tag{9}$$

Dacă se înlocuiesc aceste expresii în condiţia de deformaţie (3), aceasta ajunge în final la forma :

$$M_1\left[(\alpha + 2\gamma) + c\left(\frac{\pi}{2} - \alpha - 2\gamma\right)\right] + \frac{1-k}{4} pLR^2\left[(\alpha + 2\gamma) + c\left(\frac{\pi}{2} - \alpha - 2\gamma\right) - \frac{c-1}{2}\sin 2\alpha\right] = 0. \tag{10}$$

De aici rezultă momentul încovoietor din secţiunea *1* :

$$M_1 = -\frac{1-k}{4} pLR^2\left[1 + \frac{(c-1)\sin\alpha\cdot\cos\alpha}{(\alpha+2\gamma) + c\left(\frac{\pi}{2} - \alpha - 2\gamma\right)}\right], \tag{11}$$

respectiv expresia momentului încovoietor din secţiunea curentă :

$$M = -\frac{1-k}{4} pLR^2\left[1 + \frac{(c-1)\sin\alpha\cdot\cos\alpha}{(\alpha+2\gamma) + c\left(\frac{\pi}{2} - \alpha - 2\gamma\right)} - 2\sin^2\theta\right]. \tag{12}$$

Dacă, în această ultimă expresie, se face $\theta = \frac{\pi}{2}$, se obţine momentul încovoietor din secţiunea *2* :

$$M_2 = \frac{1-k}{4} pLR^2\left(1 - \frac{(c-1)\sin\alpha\cdot\cos\alpha}{(\alpha+2\gamma) + c\left(\frac{\pi}{2} - \alpha - 2\gamma\right)}\right). \tag{13}$$

III. Calculul momentelor încovoietoare la inel consolidat cu dubluri dispuse la tavan şi vatră

Dacă inelul de susţinere se dublează la tavan şi vatră (fig. 3), atunci, printr-o demonstraţie

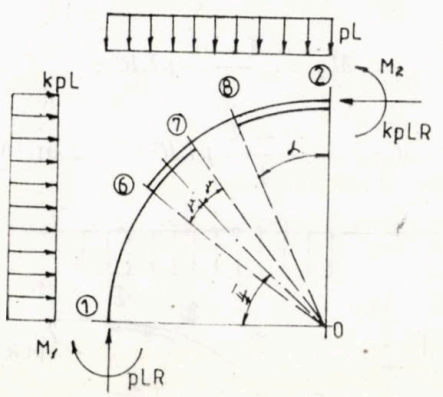


Fig. 3

similară celei de mai sus, se obţine momentul încovoietor din secţiunea *1* :

$$M_1 = -\frac{1-k}{4} pLR^2\left[1 - \frac{(c-1)\sin\alpha\cdot\cos\alpha}{(\alpha+2\gamma) + c\left(\frac{\pi}{2} - \alpha - 2\gamma\right)}\right], \tag{14}$$

momentul încovoietor din secţiunea *2*:

$$M_2 = = \frac{1-k}{4} pLR^2 \left[1 + \frac{(c-1)\sin\alpha \cdot \cos\alpha}{(\alpha+2\gamma)+c\left(\frac{\pi}{2}-\alpha-2\gamma\right)}\right] \quad (15)$$

şi momentul încovoietor din secţiunea curentă:

$$M = -\frac{1-k}{4} pLR^2 \left[1 - \frac{(c-1)\sin\alpha \cdot \cos\alpha}{(\alpha+2\gamma)+c\left(\frac{\pi}{2}-\alpha-2\gamma\right)} - 2\sin^2\theta\right]. \quad (16)$$

Se observă că prin schimbarea dublurilor de pe părţile laterale la tavan, respectiv la vatră, momentele încovoietoare din secţiunile *1* şi *2* schimbă între ele valorile şi semnele. Deci, cele două soluţii sînt, de fapt echivalente.

IV. Calculul momentelor încovoietoare la un inel consolidat cu patru dubluri dispuse lateral, la tavan şi vatră

Dacă dublarea inelului se face pe toate cele patru părţi (fig. 4), prin demonstraţie similară se obţin momente încovoietoare identice cu cele care se produc la inelul simplu [1], adică:

$$M_1 = -\frac{1-k}{4} pLR^2; \quad (17)$$

$$M_2 = \frac{1-k}{4} pLR^2; \quad (18)$$

$$M = -\frac{1-k}{4} pLR^2 (1 - 2\sin^2\theta). \quad (19)$$

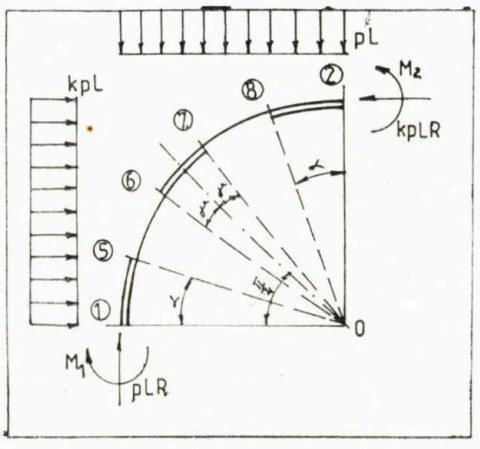


Fig. 4

Obţinerea, în acest caz, a acelorași momente încovoietoare ca la structura de bază [1] se explică prin păstrarea simetriei geometrice şi fizice a susţinerii, în raport cu diametrele vertical şi orizontal, respectiv cu diametrele de la 45°.

Soluţia implică un consum sporit de material, dar capacitatea portantă a susţinerii creşte, deoarece în secţiunile cu moment încovoietor maxim (*1* şi *2*) valorile acestora sînt dublate. Mai precis, prin dublarea secţiunilor periculoase, modulul de rezistenţă se dublează şi el. Ca urmare, se dublează şi momentul încovoietor capabil, deci susţinerea poate suporta o presiune dublă faţă de inelul simplu, în aceleaşi condiţii.

V. Variaţia momentului încovoietor pentru diverse variante ale inelului de susţinere

Pentru un studiu comparativ, se consideră următoarele variante ale inelului de susţinere:

— structura de bază sau inelul simplu, cu $\alpha = 0$;
— inelul cu dubluri laterale, cu $\alpha = 10°$;
— inelul cu dubluri laterale, cu $\alpha = 20°$;
— inelul cu dubluri laterale, cu $\alpha = 30°$;
— inelul cu patru dubluri, dar care va prezenta aceeaşi variaţie a momentului încovoietor ca şi structura de bază, în conformitate cu cele arătate anterior.

Se vor obţine, astfel, patru diagrame diferite privind variaţia momentului încovoietor.

Pentru structura de bază, ca şi pentru inelul consolidat cu patru dubluri, diagrama momentului încovoietor a fost determinată în lucrarea [1] şi este redată în figura 5.

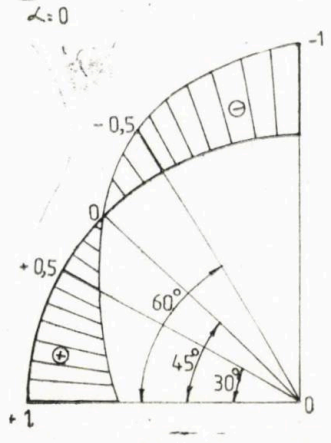


Fig. 5

Pentru trasarea diagramei, în celelalte cazuri, expresia momentului încovoietor din secţiunea curentă (12) se pune sub forma:

$$M = -\frac{1-k}{4} pLR^2(1 + \mathscr{E} - 2\sin^2\theta) = = -\frac{1-k}{4} pLR^2 \cdot m \quad (20)$$

Tabelul 1

α	$\mathcal{E}$	$1+\mathcal{E}$	θ										
			0°	11°20′	16°15′	19°55′	30°	45°	47°15′	49°30′	51°40′	60°	90°
0°	0	1	1				0,5	0				−0,5	−1
10°	0,07684	1,07684	1,07684	1			0,57684	0,07684	0			−0,42316	−0,923
20°	0,15671	1,15671	1,15671		1		0,65671	0,15671		0		−0,34329	−0,843
30°	0,23094	1,23094	1,23094			1	0,73094	0,23094			0	−0,26906	−0,769

în care :

$$\mathcal{E} = \frac{(c-1)\sin\alpha\cdot\cos\alpha}{(\alpha+2\gamma)+c\left(\frac{\pi}{2}-\alpha-2\gamma\right)}; \qquad (21)$$

$$m = 1 + \mathcal{E} - 2\sin^2\theta. \qquad (22)$$

Deoarece expresia $\frac{1-k}{4}\,pLR^2$ este comună momentelor încovoietoare din toate variantele, s-a redus studiul variației numai la expresia m, conform valorilor din tabelul 1.

În tabel au fost date și secțiunile în care momentul adimensional m ia valoarea 1 și, respectiv, zero.

Modul de variație al expresiei m, în funcție de unghiul de extensie și de poziția secțiunii θ, poate fi urmărit în diagramele de variație (fig. 5 ; 6 ; 7 ; 8).

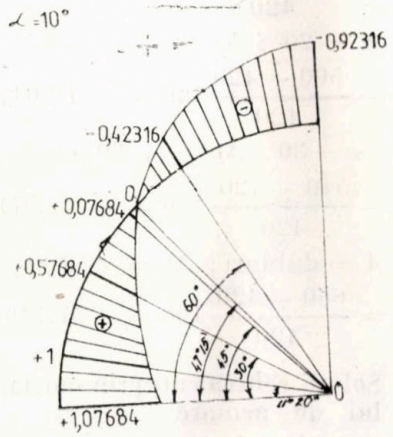


Fig. 6

VI. Calculul susținerii consolidate cu patru dubluri

La susținerea consolidată cu patru dubluri (fig. 4), se pune problema care ar fi cea mai convenabilă valoare a unghiului de extensie α, al dublurilor (respectiv 2α, pentru dublura completă).

Condiția este ca tensiunea din secțiunea imediat următoare secțiunii *5* (acolo unde încetează sectorul dublat) să fie egală, cel mult, cu limita de curgere a materialului (sau cu orice altă limită considerată ca periculoasă).

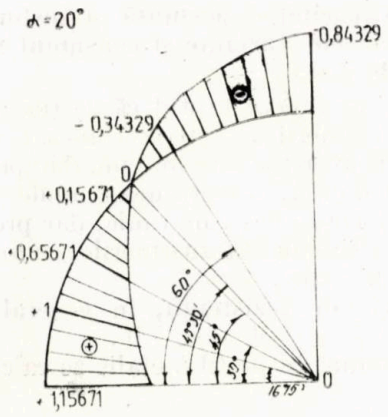


Fig. 7

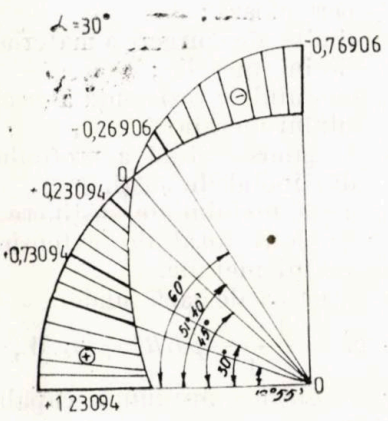


Fig. 8

În acest caz, modulul momentului incovoietor din secțiunea *5* se poate scrie :

$$|M_5| = \frac{1-k}{4}\,pLR^2(1-2\sin^2\alpha) = \sigma_c\cdot W, \qquad (23)$$

respectiv în secțiunea *1* :

$$|M_1| = \frac{1-k}{4}\,pLR^2 = \sigma_c\cdot 2W. \qquad (24)$$

Din cele două relații se scoate :

$$\sigma_c = \frac{1-k}{4W}\,pLR^2(1-2\sin^2\alpha) =$$

$$= \frac{1}{2}\cdot\frac{1-k}{4W}\,pLR^2 \qquad (25)$$

sau, după simplificare, :

$$1 - 2\sin^2\alpha = \frac{1}{2}, \qquad (26)$$

unde :

$$\sin\alpha = \sqrt{0{,}25} = 0{,}5\,; \quad \alpha = 30°. \qquad (27)$$

Deci, extensia minimă a unei dubluri complete trebuie să fie $2\alpha = 60°$.

VII. Capacitatea portantă a susţinerii în diversele variante şi consumul respectiv de metal

Se are în vedere faptul că secţiunea periculoasă a susţinerii nu este secţiunea *1*, unde momentul încovoietor este maxim, dar profilul metalic este dublat, ci secţiunea *2*, unde momentul încovoietor este ceva mai mic, dar profilul metalic este simplu (la susţinerile consolidate cu dubluri laterale).

Condiţia de rezistenţă, în general, este :

$$M = \sigma_c \cdot W, \qquad (28)$$

iar consumul de profil metalic se calculează cu relaţia :

$$l = R\varphi\frac{\pi}{180}, \qquad (29)$$

în care :

M este momentul încovoietor din secţiunea periculoasă ;
σ_c — limita de curgere a materialului profilului metalic ;
W — modulul de rezistenţă al secţiunii profilului metalic ;
l — lungimea totală a profilului metalic din inelul de susţinere ;
R — raza inelului de susţinere ;
φ — unghiul total de extensie al profilului metalic.

Pentru structura de bază, unde $\alpha = 0$, rezultă.

$$M = \frac{1-k}{4}pLR^2 = \sigma_c\, W, \qquad (30)$$

de unde se obţine presiunea capabilă a susţinerii :

$$p_0 = \frac{4\sigma_c W}{(1-k)LR^2} = 1C, \qquad (31)$$

iar lungimea necesară de profil :

$$l_0 = (360 + 4\cdot 15)\frac{\pi}{180}R = 420\ C', \qquad (32)$$

în care s-au făcut notaţiile :

$$C = \frac{4\sigma_c W}{(1-k)LR^2}\,; \quad C' = \frac{\pi}{180}R. \qquad (33)$$

S-a ţinut seama că, la structura de bază, există patru zone de suprapunere a profilelor, fiecare cu o extensie de 15° (la susţinere tip, cu $R = 1{,}5$ m şi lungimea de suprapunere de 400 mm).

Procedînd în mod similar, pentru celelalte cazuri se obţin următoarele rezultate :

— la secţiunea cu $\alpha = 10°$:

$$p_{10} = \frac{4\sigma_c W}{0{,}92316(1-k)LR^2} = 1{,}08323\ C\,; \qquad (34)$$

$$l_{10} = (360° + 4\cdot 15° + 2\cdot 20°)\frac{\pi}{180}R = 460\,C'\,; \qquad (35)$$

— la susţinerea cu $\alpha = 20°$:

$$p_{20} = \frac{4\ \sigma_c W}{0{,}84329(1-k)LR^2} = 1{,}18583\ C\,; \qquad (36)$$

$$l_{20} = (360° + 4\cdot 15° + 2\cdot 40°)\frac{\pi}{180}R = 500\ C'\,; \qquad (37)$$

— la susţinerea cu $\alpha = 30°$:

$$p_{30} = \frac{4\,\sigma_c\, W}{0{,}76906\ (1-k)\ LR^2} = 1{,}30028\,C\,; \qquad (38)$$

$$l_{30} = (360° + 4\cdot 15° + 2\cdot 60°)\frac{\pi}{180}R = 540\ C'\,; \qquad (39)$$

— la susţinerea consolidată cu patru dubluri :

$$p_4 = 2\,\frac{4\sigma_c\, W}{(1-k)LR^2} = 2C\,; \qquad (40)$$

$$l_4 = (360° + 4\cdot 15° + 4\cdot 60°)\frac{\pi}{180}R = 660\ C'. \qquad (41)$$

Pentru comparaţia variantelor, se notează cu Δp creşterea portanţei şi cu Δl creşterea consumului de profil metalic, la ultimele patru variante constructive, faţă de structura de bază, obţinîndu-se :

$$\alpha = 10°\,; \quad \Delta p = +\ 8{,}323\ \%\,;$$

$$\Delta l = \frac{460-420}{420}100 = +\ 9{,}523\,\%\,; \qquad (42)$$

$$\alpha = 20°\,; \quad \Delta p = +\ 18{,}585\,\%\,;$$

$$\Delta l = \frac{500-420}{420}100 = +\ 19{,}047\ \%\,; \qquad (43)$$

$$\alpha = 30°\,; \quad \Delta p = +\ 30{,}028\,\%\,;$$

$$\Delta l = \frac{540-420}{420}100 = +\ 28{,}571\ \%\,; \qquad (44)$$

$$4 = \text{dubluri}\,; \quad \Delta p = +\ 100\,\%\,;$$

$$\Delta l = \frac{660-420}{420}100 = +57{,}140\ \%. \qquad (45)$$

VIII. Soluţii echivalente prin scurtarea cîmpului de armare

În toate calculele de mai sus s-a presupus existenţa aceluiaşi cîmp de armare, notat cu L. La soluţiile echivalente, cîmpul de armare va fi notat cu L'.

Prin soluţie echivalentă se înţelege armarea cu structuri de bază, dispuse însă la distanţa L', astfel încît capacitatea portantă să fie identică celei oferite de soluţiile prezentate în paragraful precedent.

Atunci, pentru susţinerea cu $\alpha = 10°$, condiţia de echivalenţă se scrie :

$$\sigma_c = \frac{M}{W} = \frac{0{,}92316\,\frac{1-k}{4}pLR^2}{W} = \frac{\frac{1-k}{4}pL'R^2}{W}, \qquad (46)$$

de unde rezultă cîmpul de armare echivalent :

$$L' = 0{,}92316\, L. \tag{47}$$

Procedînd în mod similar, se obţin cîmpurile de armare echivalente, la celelalte variante :

$$\alpha = 20^\circ;\ L' = 0{,}84329\, L; \tag{48}$$

$$\alpha = 30^\circ;\ L' = 0{,}76906\, L; \tag{49}$$

$$4 \text{ dubluri};\ L' = 0{,}5\, L. \tag{50}$$

Pentru a putea compara între ele soluţiile echivalente, respectiv pe acestea cu soluţiile precedente, este necesar să se calculeze consumul de material pe 1 m de galerie armată.

Dacă L este cîmpul de armare (respectiv L'), atunci pe 1 m de galerie vor fi instalate $n = \frac{1}{L}$ inele $\left(\text{respectiv } n' = \frac{1}{L'} \text{ inele}\right)$.

Pentru soluţia cu $\alpha = 10^\circ$, lungimea totală de profil metalic, pe 1 m de galerie armată, este :

$$s = l_{10} \cdot n = 460\, C' \frac{1}{L}, \tag{51}$$

iar, în cazul soluţiei echivalente :

$$s' = l_{10} \cdot n = 420\, C' \frac{1}{L'} = 420\, C' \frac{1}{0{,}92316\, L}. \tag{52}$$

Raportul celor două lungimi dă :

$$\frac{s}{s'} = \frac{460}{420} 0{,}92316 = \frac{1{,}01108}{1}, \tag{53}$$

ceea ce dă un consum în plus, la soluţia cu dubluri faţă de soluţia echivalentă, $\Delta s = +1{,}108\%$.

Prin calculul similar, la celelalte variante se obţine :

$$\alpha = 20^\circ;\ \frac{s}{s'} = \frac{500}{420} 0{,}84329 = \frac{1{,}00391}{1};$$

$$\Delta s = +0{,}391\%; \tag{54}$$

$$\alpha = 30^\circ;\ \frac{s}{s'} = \frac{540}{420} 0{,}76906 = \frac{0{,}98879}{1};$$

$$\Delta s = -1{,}121\%; \tag{55}$$

$$4 \text{ dubluri};\ \frac{s}{s'} = \frac{660}{420} 0{,}5 = \frac{0{,}78571}{1};$$

$$\Delta s = -21{,}429\%. \tag{56}$$

Pentru o comparaţie completă, se calculează şi consumul de bride, notînd cu b numărul de bride utilizate la armarea unui metru de galerie, în soluţia iniţială, şi cu b', în soluţia echivalentă.

Atunci, la susţinerea cu $\alpha = 10^\circ$, numărul de bride pe un metru de galerie, în soluţia iniţială, este :

$$b = 12\, n = 12 \frac{1}{L}; \tag{57}$$

ar, în soluţia echivalentă :

$$b' = 8\, n' = 8 \frac{1}{0{,}92316\, L}. \tag{58}$$

Raportul celor două numere este :

$$\frac{b}{b'} = \frac{12}{8} 0{,}92316 = \frac{1{,}38474}{1}, \tag{59}$$

ceea ce dă un surplus de bride la soluţia iniţială, faţă de cea echivalentă, $\Delta b = +38{,}474\%$.

În mod similar, la celelalte variante se obţine :

$$\alpha = 20^\circ;\ \frac{b}{b'} = \frac{12}{8} 0{,}84329 = \frac{1{,}26493}{1};$$

$$\Delta b = +26{,}493\%; \tag{60}$$

$$\alpha = 30^\circ;\ \frac{b}{b'} = \frac{12}{8} 0{,}76906 = \frac{1{,}15359}{1};$$

$$\Delta b = +15{,}359\%; \tag{61}$$

$$4 \text{ dubluri};\ \frac{b}{b'} = \frac{16}{8} 0{,}5 = \frac{1}{1};\quad \Delta b = 0{,}00\%. \tag{62}$$

Observaţii şi concluzii

1. La structura de bază, momentele încovoietoare din secţiunile *1* şi *2* sînt egale şi de sensuri contrare.

2. La structura consolidată cu dubluri pe părţile laterale, momentul încovoietor, din secţiunea *1*, creşte în aceeaşi măsură în care scade momentul încovoietor din secţiunea *2*.

3. La structura consolidată cu dubluri dispuse la tavan şi vatră, modificarea momentelor încovoietoare conduce la creştere în secţiunea *2* şi scădere în secţiunea *1*.

4. Structurile consolidate cu dubluri dispuse lateral, respectiv la tavan şi vatră, sînt echivalente, în ce priveşte capacitatea portantă.

5. Structura consolidată cu patru dubluri îşi dublează capacitatea portantă, comparativ cu structura de bază.

6. La structura armată cu dubluri laterale, momentul încovoietor din secţiunea *1* creşte, iar cel din secţiunea *2* descreşte, pe măsură ce unghiul α creşte. Astfel, variaţia este de 7,684%, pentru $\alpha = 10^\circ$, urcă la 15,671%, pentru $\alpha = 20^\circ$ şi ajunge la 23,094%, cînd $\alpha = 30^\circ$. Ca urmare, secţiunea în care expresia $m = 1$ se mută de la 0° la 19°55′, iar secţiunea în care $m = 0$ (deci $M = 0$) se mută de la 45° la 51°40′.

7. Extensiunea optimă a dublurilor, la susţinerea consolidată cu patru dubluri, este $2\alpha = 60°$.

8. Capacitatea portantă a susţinerii consolidate cu dubluri laterale creşte o dată cu unghiul α şi devine dublă la susţinerea cu patru dubluri.

9. Consumul de profil metalic creşte cu unghiul α, astfel că la susţinerea cu patru dubluri depăşeşte cu 57,14% consumul de profil de la structura de bază.

10. Soluţiile de armare, formate din inele consolidate cu dubluri, pot fi înlocuite cu structuri de bază (inele simple), dispuse la distanţe mai mici, astfel încît capacitatea portantă să fie aceeaşi (soluţii echivalente).

11. Consumul de profil metalic, la soluţia cu $\alpha = 10°$, este ceva mai mare decît la soluţia echivalentă, fiind aproape egal, cînd $\alpha = 20°$; devine ceva mai mic pentru $\alpha = 30°$ şi este cu 21,43% mai mic la soluţia cu patru dubluri, faţă de soluţia echivalentă.

12. Consumul de bride este mult mai mare la soluţiile cu dubluri, faţă de soluţiile echivalente, dar este egal în cazul soluţiei cu patru dubluri şi al soluţiei echivalente acesteia.

Rezultă că, dintre toate soluţiile luate în studiu, soluţia optimă este cea reprezentată de inelul simplu, consolidat cu patru dubluri egale, avînd extensia $2\alpha = 60°$ fiecare; la un consum de material crescut cu 57, 14%, faţă de structura de bază, creşterea de portanţă este de 100%, iar faţă de soluţia echivalentă consumul de material este cu 21,43% mai redus.

Bibliografie

[1] Petrescu, G. ş.a. *Consideraţii privind susţinerea metalică a galeriilor circulare.* Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 1, 1987.

[2] Petrescu, G. ş.a. *Calculul susţinerii inelare ţinînd seama de rigiditatea diferită pe diversele intervale.* Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 2, 1987.

[3] Petrescu, G. s.a. *Susţinere inelară fără simetrie constructivă în zona de suprapunere a profilelor metalice.* Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 3, 1987.

[4] Petrescu, G. s.a. *Susţinerea inelară cu zonele de suprapunere a profilelor deplasate.* Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 2, 1988

Energia gravitaţională şi aplicaţiile ei în minerit (III)

Ing. **I. Muste**

Combinatul minier Cluj-Napoca

IV. Aplicaţii în prepararea substanţelor minerale utile

Instalaţiile de preparare a substanţelor minerale utile, prin tehnologiile ce le realizează, contribuie — în general — cu ponderea cea mai mare a cheltuielilor în structura preţului de cost al unei tone de produs finit.

În unele instalaţii de preparare a minereurilor, în special în cazul flotaţiilor, cheltuielile pentru sfărîmare şi măcinare reprezintă circa 50 % din costul integral al procesului de preparare şi aceasta datorită — în cea mai mare parte — consumului de energie electrică şi oţel.

Conform unor statistici, din întreaga cantitate de energie electrică produsă în Europa, peste 5 % este consumată pentru operaţiile de mărunţire.

La ora actuală randamentul energetic la nici o maşină de sfărîmare-măcinare nu depăşeşte 1 %, datorită faptului că o mare cantitate de energie este consumată în alte operaţii decît aceea strictă a mărunţirii.

Pentru ameliorarea acestei situaţii se fac diverse studii şi cercetări printre care şi găsirea unor metode de dimensionare a maşinilor de sfărîmare în condiţiile unei funcţionări optime.

Faţă de modul în care se prezintă situaţia consumului energetic în prepararea substanţelor minerale utile, este imperios necesar a se trata problema, sub o gamă largă de aspecte, în ideea reducerii acestui consum.

În cele ce urmează ne propunem să facem o trecere în revistă a fazelor procesului de preparare în care se utilizează sau poate fi utilizată, într-o măsură mai mare sau mai mică, energia gravitaţională, precum şi a modului în care ar putea creşte ponderea utilizării acestei energii.

1. *În procesul de sfărîmare şi măcinare*

Principalele utilaje de sfărîmare primară şi secundară (concasoare cu fălci, concasoare conice, concasoare cu valţuri şi concasoare cu ciocane şi cu impact) utilizează energia gravitaţională numai la trecerea materialului prin utilaj, începînd de la gura de alimentare şi pînă la gura de evacuare. Procesul de sfărîmare în sine se realizează sub influenţa altor forme de energie.

1.1. Tamburii de sfărîmare care constau dintr-o tobă-grătar rotativă cu grosimea de circa 20 mm, avînd găuri circulare de 20—300 mm, în interiorul căreia sînt montate, după o spirală, plăci de blindaj, ce alternează cu palete de ridicare, sînt utilaje de sfărîmare şi, în acelaşi timp, de selectare a sterilului din cărbune, care folosesc energia gravitaţională.

Cărbunele, împreună cu sterilul, este ridicat de către paleţi pe circumferinţa tamburului pînă la o anumită înălţime, de unde, în cădere liberă, se sfărîmă la contactul cu blindajele, iar bucăţile mărunţite sînt evacuate prin orificiile tamburului grătar.

Sterilul, fiind mai dur, nu se sfarmă și este antrenat în continuare de spirală, fiind evacuat separat prin gura de evacuare de la capătul tamburului.

1.2. Morile cu bile și cu bare. În principiu, acestea constau dintr-un tambur cilindric sau cilindroconic, orizontal, care se rotește cu o anumită viteză.

Morile cu bile sînt, de fapt, tot mori cilindrice sau tubulare cu evacuare axială, la care lungimea tamburului este de 1,33 ... 3 ori mai mare decît diametrul.

Volumul cilindrului este ocupat, în proporție de 30—50%, cu bile sau bare din oțel, de diferite dimensiuni.

În timp ce bilele se uzează pînă la dispariție, intrînd în compoziția materialului măcinat, barele sînt extrase din moară cînd — prin uzură — diametrul lor ajunge la circa 15 mm și se înlocuiesc cu altele noi pentru a evita îndoirea în timpul funcționării și deranjarea procesului de sfărîmare.

Materialul de măcinat este introdus în moară continuu sau periodic și — datorită rotației tamburului — corpurile de măcinare (bilele sau barele) sînt ridicate, împreună cu materialul supus măcinării, pînă la o anumită înălțime, de unde cad după diferite traiectorii, în funcție de viteza de rotație a tamburului, procesul repetîndu-se.

În acest proces de măcinare energia gravitațională intervine prin căderea bilelor sau barelor peste material.

Pentru ca procesul de măcinare să se realizeze cu eficiență maximă și, în același timp, să fie utilizată corespunzător energia gravitațională, este necesar ca turația de regim a morii n să fie mai mică decît turația critică n_{cr}.

În funcție de mărimea turației de lucru, în moară se disting două tipuri caracteristice de măcinare.

● Cînd turația de lucru este cu mult mai mică decît turația critică ($n \ll n_{cr}$), se produce o măcinare corespunzătoare unei rotații lente, iar corpurile de măcinare urcă pe circumferința tamburului pînă la un nivel cu ceva mai mare decît $D/2$, de unde se desprind și cad, sub forma unui evantai, în straturi aproximativ paralele, rostogolindu-se în timpul căderii. Măcinarea se realizează în acest caz cu precădere datorită compresiunii exercitate de corpurile de măcinare asupra materialului și sub influența frecării ce ia naștere în timpul rostogolirii, utilizîndu-se într-o mai mică măsură energia gravitațională.

● Cînd turația de lucru este numai cu puțin mai mică față de turația critică ($n < n_{cr}$), se produce o măcinare corespunzătoare unei turații rapide a tamburului, iar corpurile de măcinare urcă pe circumferința acestuia pînă la o înălțime mai mare decît $2/3\ D$, de unde cad împreună în materialul de sfărîmat, precum și peste acest material, după traiectorii parabolice paralele, sub formă de cascadă. Măcinarea este produsă de efectele dinamice de izbire și lovire cauzate de energia gravitațională și numai parțial datorită frecărilor.

În cazul funcționării cu viteze de rotație superioare vitezei critice, nu mai este folosită energia gravitațională, măcinarea făcîndu-se numai datorită forțelor de frecare dintre material și corpurile de măcinat.

Forțele care iau naștere în timpul măcinării sînt:

— forța centrifugă:

$$F_c = \frac{mv^2}{R} = m\ R\omega^2; \tag{45}$$

— forța gravitațională:

$$G = mg, \tag{46}$$

n componentele:

$$N = mg \cos \alpha;$$

$$T = mg \sin \alpha;$$

—forța de frecare:

$$F = fN, \tag{47}$$

unde:

F_c este forța centrifugă, N;
m — masa materialului de măcinat și a bilelor, kg;
v — viteza periferică înregistrată pe circumferința morii, m/s;
R — raza circumferinței morii, m;
ω — viteza unghiulară de rotație a morii, rad/s;
g — accelerația gravitațională, m/s²;
G — forța gravitațională, N;
N — componenta verticală a forței gravitaționale, N;
T — componenta tangențială a forței gravitaționale, N;
α — unghiul care stabilește locul de referință de pe circumferința tamburului;
F — forța de frecare, N;
f — coeficientul de frecare între material și corpurile de măcinare.

Atunci cînd $F_c \leqslant N$, bila se va desprinde de pe circumferința tamburului și va cădea liber.

Cînd $\alpha = 0$, desprinderea bilei de pe mantaua tamburului va avea loc în punctul maxim al traiectoriei, corespunzător turației critice n_{cr}, dar, avînd în vedere că uzura bilelor este diferită, rezultă că o anumită cantitate de bile și material de măcinat mai mărunt se va roti o dată cu tamburul, fără a avea posibilitatea de a se desprinde de acesta, deci fără a participa la procesul de măcinare.

De aici rezultă că viteza de rotație trebuie să fie mai mică decît cea critică.

Pe baze teoretice s-a calculat rotația optimă :

$$n_{op} = 0{,}758\, n_{cr}. \qquad (48)$$

Dar, așa cum rezultă din practică, rotația de regim a morii trebuie să fie mai mică decît cea optimă, respectiv :

$$n = (0{,}68 \ldots 0{,}73)\, n_{cr}, \qquad (49)$$

pentru că în calculul teoretic nu se ține seama de toate fenomenele ce au loc în mod practic.

Cercetări recente arată că rotația de regim n, diametrul interior al tamburului D și gradul de umplere cu bile k pot fi corelate după relația :

$$n = \frac{8}{D}(5k + 2). \qquad (50)$$

1.3. Mori autogene. Măcinarea autogenă se realizează pe cale umedă sau uscată, mărunțirea substanțelor minerale făcîndu-se în mori obișnuite sau de construcție specială, cu ajutorul corpurilor de măcinare constituite din însuși materialul supus măcinării.

Extinderea în ultimii 30 de ani a măcinării autogene, considerată ca una din cele mai valoroase realizări de utilizare a energiei gravitaționale, o dată cu înlăturarea parțială sau totală a corpurilor de măcinat de altă natură decît materialul supus măcinării, fiind și principala metodă modernă de mărunțire, a fost stimulată în special de reducerea consumurilor specifice de oțel și de energie electrică din procesul de sfărîmare și măcinare.

Domeniul de aplicare al măcinării autogene este considerat același cu al măcinării clasice în mori cu bile sau cu bare ; fiind funcție de natura minereului, ea nu se aplică însă pentru măcinarea avansată a minereurilor friabile, a celor care prin sfărîmare formează cantități reduse de bulgări și a celor vîscoase.

Gradul de umplere cu material este de 25—30% din volumul util ; se mai introduc și bile din oțel reprezentînd 1—5% din volumul morii.

După cele mai recente cercetări, viteza de rotație a tamburului la care se obține un efect maxim de sfărîmare este de 76% din viteza critică, care se calculează cu relația :

$$n_{cr} = \frac{30}{R} = \frac{42{,}3}{D}. \qquad (51)$$

Principiul de măcinare este același ca și la morile cu bile, cu deosebirea că—în acest caz—corpurile de măcinare sînt constituite din însuși minereul supus măcinării, așa cum rezultă din mină sau după o sfărîmare primară la dimensiunea de 300 mm.

În moara autogenă forma principală de sfărîmare este impactul datorat energiei gravitaționale, combinat cu compresiunea și degajarea bruscă și succesivă, iar forma principală de măcinare este abraziunea, cauzată de rotirea și frecarea granulelor între ele.

Cu cît diametrul morii este mai mare, cu atît impactul este mai mare.

Ca procedee de măcinare autogenă sînt întîlnite următoarele :

— măcinare autogenă primară ;

— măcinare autogenă secundară, măcinare autogenă intermediară, măcinare autogenă fină.

Deosebirile între aceste procedee constau în faptul că la măcinarea primară substanța minerală utilă este introdusă în moară așa cum se extrage din mină sau după o mărunțire prealabilă, pe cînd la celelalte procedee minereul supus măcinării este alimentat la o granulație corespunzătoare, iar pentru măcinare se introduc bulgări de minereu de dimensiuni mai mari.

Măcinarea autogenă poate funcționa în oricare din treptele de măcinare.

Avantajele măcinării autogene sînt :

— simplificarea tehnologiei de lucru ;

— eliminarea operației de sfărîmare-clasare în multe cazuri ;

— dezasocierea mai completă a mineralelor la aceeași dimensiune de măcinare ;

— supramăcinarea limitată ;

— impurificarea redusă cu fier a produsului măcinat ;

— costuri de exploatare mai reduse ;

— consumuri de oțel mult mai reduse ;

— consumuri energetice mult mai reduse la sfărîmare și măcinare.

1.4. Mori cu valțuri. La aceste utilaje corpurile de măcinat cilindrice, tronconice sau chiar sub formă de bile de diametru mare, produc efectul de măcinare prin trecerea lor peste un strat subțire de material aflat într-o cuvă staționară sau rotativă.

Măcinarea se produce, în majoritatea cazurilor, în mediu uscat, prin strivire și roadere, iar în cazul unor viteze mai mari de rotire intervine și efectul de lovire.

Presiunea necesară pentru măcinare se realizează prin greutate proprie, respectiv sub influența energiei gravitaționale a corpurilor de măcinat.

Principalele forme constructive sînt prezentate în figura 30.

— Morile tip Collergang (fig. 30 *a*) se utilizează mai frecvent în industria ceramică pentru măcinarea și omogenizarea maselor ceramice umede, precum și la măcinarea și omogenizarea unor substanțe nemetalifere.

Se întîlnesc variante la care cei doi cilindri sînt acționați, iar cuva este fixă, precum și varianta la care cuva este antrenată și cei doi cilindri se rotesc liber. În oricare variantă cilindrii se pot ridica liber și pot trece peste materiale mai dure ce nu le pot zdrobi.

—Morile cu valțuri tronconice și arcuri (fig. 30 *b*) au căpătat o utilizare mai largă la măci-

narea cărbunelui energetic și a materiilor prime pentru ciment.

Materialul, avînd dimensiuni de pînă la 50 mm, este introdus prin partea centrală, de unde, datorită forței centrifuge creată prin rotirea cuvei, este antrenat de valțurile tronconice, măcinat pînă la dimensiunea de 0,09 mm și evacuat în continuare pe la periferia cuvei.

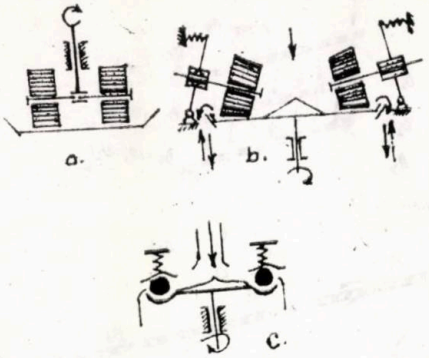


Fig. 30. Principiul de funcționare a morilor cu valțuri: *a* — tip Collergang; *b* — cu valțuri tronconice și arcuri; *c* — cu bile și arcuri.

— Morile cu bile și arcuri (fig. 30 *c*) funcționează utilizînd atît energia gravitațională, cît și forța de compresiune a arcurilor, iar materialul este măcinat prin stivuire și frecare.

Alimentarea cu material se realizează printr-o conductă amplasată în centrul cuvei care, printr-o mișcare de rotație primită de la axul de antrenare, imprimă materialului o forță centrifugă, obligîndu-l să intre sub bile.

În timp ce cuva se rotește cu viteză mare, fiind antrenată de axul central, bilele grele se rotesc liber datorită energiei gravitaționale combinate cu forța de apăsare a arcurilor, zdrobind materialul prin strivire și frecare.

La toate tipurile de mori cu valțuri presiunea de măcinare se realizează gravitațional prin greutatea corpurilor de măcinat, centrifugal și cu ajutorul arcurilor sau hidraulic.

Acest principiu de măcinare, datorită avantajelor tehnice și economice pe care le prezintă și ușoarei adaptabilități la diferite condiții, a căpătat o importanță considerabilă pentru măcinarea materialelor moi și de duritate mijlocie.

De asemenea, acest principiu rămîne deschis cercetării și pentru construirea de noi tipuri de utilaje bazate pe utilizarea energiei gravitaționale, utilaje care să poată cuprinde întreaga gamă de durități a materialelor de măcinat.

— Morile de tip Baker. După opinia firmei constructoare, acest tip de moară are menirea să înlocuiască atît morile cu bile sau cu bare din prima treaptă, cît și clasoarele, deoarece produsul finit se poate obține la finețea și diluția dorită.

Moara poate măcina într-o singură operație minereul de la 12 mm la 0,074 mm, în proporție de 75%.

Moara constă (fig. 31) dintr-o tobă cilindrică orizontală *1* susținută pe pneurile *7*, care se prelungește spre gura de evacuare cu o parte conică prevăzută în interior cu o spirală inversă *4*.

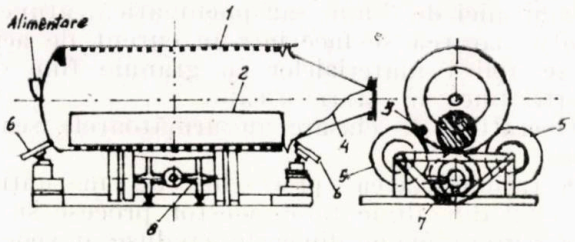


Fig. 31. Moară tip Baker: *1* — manta căptușită; *2* — cilindru de sfărîmare; *3* — bare de sfărîmare; *4* — spirală inversă; *5* — roți de ghidare laterale; *6* — roți de ghidare frontale; *7* — roți de acționare; *8* — variator de viteză.

Acționarea și ghidarea laterală și frontală a tamburului se realizează cu ajutorul pneurilor *6* și *7*.

Drept corpuri de măcinare se utilizează un cilindru masiv din oțel cu diamentrul de 762 mm și două bare cu diametrul de 150 mm, dimensiunile tamburului fiind de $\varnothing$ 1 800 $\times$ 4 000 mm; căptușeala tamburului este din oțel.

Datorită acționării și susținerii pe pneuri, puterea de acționare și consumul de energie sînt mai mici decît la morile de construcție convențională (pentru aceeași capacitate puterea de acționare este de 5 ori mai mică decît la moara cu bile).

Deoarece procesul de măcinare nu este influențat de diluția tulburelii, consumul specific de apă este mai redus decît la morile obișnuite cu bile.

După cum se vede, și la acest tip de moară este utilizată, pentru sfărîmare, energia gravitațională a cilindrului masiv de oțel *2* și a barelor de sfărîmare *3*. Sfărîmarea se realizează prin strivire și frecare sub acțiunea forței gravitaționale ce se creează.

2. *În procesul de clasare*

Clasarea este operația de preparare mecanică care realizează separarea granulelor de substanțe minerale utile în două sau mai multe clase granulare de mărimi apropiate.

În funcție de principiile care stau la baza clasării, deosebim:

—clasarea volumetrică sau ciuruirea;

—clasarea gravimetrică sau simptotică.

Clasarea volumetrică sau ciuruirea se aplică pentru dimensiuni de clasare cuprinse între 500 mm și 0,04 mm, iar separarea granulelor, în funcție de mărimea lor, se poate realiza atît pe cale uscată, cît și pe cale umedă.

Clasarea gravimetrică sau simptotică realizează separarea granulelor pe clase, ca urmare a diferenței dintre vitezele limită de cădere ale acestora într-un fluid care poate fi apă sau aer. În funcție de mediul în care se face separarea, clasarea simptotică poate fi hidraulică — cînd se realizează într-un curent de apă — aplicîndu-se materialelor cu granule mai mici de 3 mm, sau pneumatică, atunci cînd separarea se face într-un curent de aer și se aplică materialelor cu granule fine și foarte fine, în stare uscată.

Operațiile de clasare au următoarele scopuri :

- raționalizarea proceselor de mărunțire, cînd din alimentarea acestor procese sînt scoase granulele cu dimensiuni reduse, în vederea creșterii productivității utilajului și reducerii consumului de energie ; în acest caz clasarea este denumită preliminară. Atunci cînd se aplică pentru controlul granulației măcinate este denumită clasare de control ;
- pregătirea substanțelor minerale utile pentru diferite operații sau procedee de concentrare ;
- reducerea conținutului de apă sau de material fin din unele produse ;
- obținerea unor clase granulometrice cu caracteristici calitative diferite ;
- separarea substanțelor minerale utile în anumite clase granulometrice cerute de consumatori sau de actele normative.

2.1. Clasarea volumetrică sau ciuruirea se poate realiza prin una din următoarele metode (fig. 32) :

—prin refuz, cînd suprafețele de clasare sînt plasate în planuri diferite suprapuse (fig. 32 *a*), astfel că materialul de clasat sau alimentarea se aduce pe sita superioară care are ochiurile cele mai mari ; refuzul fiecărei site sau plan de separare reprezintă o clasă granulometrică ;

—prin trecere (fig. 32 *b*), cînd suprafețele se găsesc în același plan, iar materialul se aduce sau se alimentează pe sita cu ochiurile cele mai mici ; trecerea fiecărei site reprezintă un sort calitativ.

Clasarea combinată (fig.32 *c*) îmbină avantajele și elimină dezavantajele celor două.

Utilajele care se folosesc la clasarea volumetrică sînt grătarele și ciururile, care pot fi fixe sau mobile.

Din punctul de vedere al utilizării în modul cel mai rațional a energiei gravitaționale, se recomandă atît grătarele fixe, cît și ciururile fixe.

- Grătarele fixe (fig. 33) se caracterizează prin faptul că materialul se deplasează de-a lungul barelor orientate longitudinal și fixate în același plan, sub acțiunea energiei gravitaționale.

Unghiul de înclinare al barelor variază între 25 și 50° și depinde de granulația materialului : cu cît materialul este mai grob și mai uscat, cu atît unghiul se apropie de limita inferioară și invers.

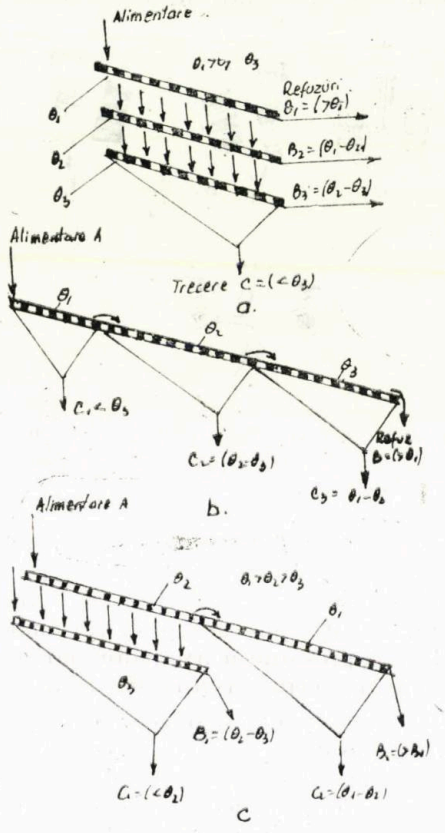


Fig. 32. Clasarea volumetrică sau ciuruirea: *a* — clasare prin refuz; *b* — clasare prin trecere; *c* — clasare combinată.

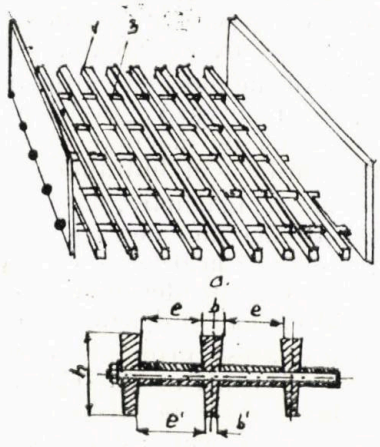


Fig. 33. Grătar cu bare fixe cu suprafață de clasare curbă.

Suprafața de ciuruire necesară grătarelor se determină în funcție de capacitatea de producție :

$$S = \frac{Q}{q \cdot d}, \text{ m}^2, \qquad (52)$$

unde:

Q este capacitatea de clasare necesară, t/h;

q — productivitatea specifică a suprafeței de ciuruire (0,4—2,4), t/h·m² și mm distanță între bare;

d — distanța între bare, mm.

Lățimea grătarului se alege în funcție de capacitatea de producție. De exemplu, pentru cărbuni:

Q,t/h	125	250	275	500
Lățime, m	1,5	2,1	2,4	2,7

Un alt criteriu de alegere a lățimii B a grătarului se bazează pe dimensiunea maximă a bucăților de material d_{max}:

$$B \geq 3d_{max}.$$

Lungimea L a grătarului, în funcție de capacitatea de producție și de randamentul ciuruirii (55 — 75 %), este:

$$L = (3 - 4)\ B, \text{ m}. \qquad (53)$$

Obișnuit, lungimea grătarelor este cuprinsă între 2,5 și 4 m, putînd ajunge și pînă la 6 m, iar lățimea între 1 și 1,8 m.

Grătarele fixe au avantajul că utilizează numai energie gravitațională, se construiesc și se întreține ușor; în schimb, au capacitatea de producție limitată și un randament de clasare scăzut, permițînd trecerea bucăților mari de material mai plat.

● Ciururile fixe (fig.34) au suprafața de clasare curbă, fiind denumite curent și ciururi curbe, formată din bare cu secțiune trapezoidală dispuse de-a lungul unui arc de cerc, perpendicular pe direcția de mișcare a materialului aflat în tulbureală. Raza de curbură la construcțiile existente variază între 500 și 1 500 mm, iar unghiul central cel mai utilizat este de 90°, dar poate fi și de 180°.

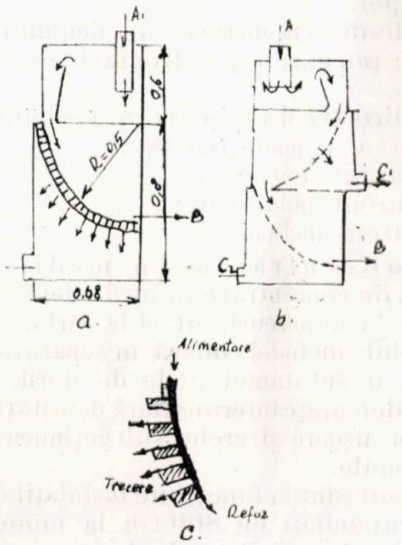


Fig. 34. Ciururi fixe.

Au o construcție foarte robustă, iar distanța între bare variază între 0,3 și 1 mm, pentru care se obține o dimensiune de separare între 0,1 și 0,5 mm. Sînt însă în funcțiune și ciururi cu distanțe de 0,04 și 40 mm, între bare.

Pentru a păstra constantă distanța de separare, o dată cu creșterea uzurii între bare, există posibilitatea de înclinare a suprafeței de ciuruire, pînă la basculare.

De o mare importanță este diluția tulburelii; pentru o bună funcționare faza solidă nu trebuie să depășească 10% în volum.

Tulbureala se injectează sau se dirijează tangențial cu o viteză de 1 — 6 m/s. Cu cît viscozitatea tulburelii este mai redusă, cu atît viteza de injectare este mai mică și invers.

Capacitatea de prelucrare Q a unor astfel de ciururi se determină cu relația:

$$Q = (160 - 200)\ S_0\ v, \text{ m}^3/\text{h}. \qquad (54)$$

După unii autori influența hotărîtoare asupra capacității de prelucrare o are distanța dintre bare l, astfel că relația de calcul este:

$$Q = 170\ S_0 \sqrt{l}, \text{ m}^3/\text{m}^2\cdot\text{h}, \qquad (55)$$

unde:

S_0 este suprafața activă a ciurului, m²;

v — viteza de intrare a tulburelii (3 — —8 m/s);

l — distanța între bare, mm.

Construcțiile de astfel de ciururi realizează capacități de 30—450 m³/h, ceea ce, raportat la faza solidă, în funcție de diluția utilizată, depășește de cîteva ori capacitatea ciururilor vibrante convenționale care ar lucra în condiții similare.

Principalele avantaje ale acestor ciururi constau în: funcționarea liniștită; consum redus de energie deoarece utilizează energia gravitațională; randament de clasare bun; durată de funcționare corespunzătoare.

● Grătarele mobile sînt utilaje care se folosesc cu precădere la clasarea cărbunilor, precum și a altor materiale.

Din punct de vedere constructiv ele pot fi:

— cu bare longitudinale mobile;

— cu bare transversale mobile;

— vibrante.

Barele transversale pot avea mișcare de rotație sau de translație (cu lanțuri).

Productivitatea specifică a acestor grătare este mai mare decît a celor fixe (1 — 3 t/h·m² și mm), iar randamentul de clasare superior.

Aceste grătare utilizează energia gravitațională numai la trecerea materialului prin suprafața de ciuruire, iar pentru deplasarea fluxului de material în lungul suprafeței de ciuruire sînt utilizate alte forme de energie.

● Ciururile mobile pot fi grupate în ciururi rotative și în ciururi plane.

— Ciururile rotative constau din una sau mai multe mantale de ciuruire, cilindrice sau tronconice, la care ciuruirea se realizează în mișcarea de rotație, energia gravitațională fiind utilizată numai la trecerea materialului prin sită; au o utilizare limitată.

— Ciururile plane mobile se folosesc pentru clasarea materialelor granulare, la dimensiuni, în general, sub 56 mm, precum și pentru desecarea unor produse de preparare.

Avînd în vedere construcția și mișcarea suprafeței de clasare, aceste ciururi se pot clasifica în :

— ciururi oscilante, la care deplasările, vitezele și accelerațiile tuturor elementelor rămîn constante și nu depind de mărimea maselor care iau parte la mișcare;

— ciururi vibrante, la care caracterul mișcării organului de lucru depinde de masele în mișcare și de elasticitatea suporților (ciururi inerțiale și electromagnetice);

— ciururi semivibrante, care ocupă o poziție intermediară între cele oscilante și vibrante (giratorii și vibroinerte).

În funcție de forma oscilațiilor, ciururile pot fi cu oscilații circulare, eliptice sau lineare.

Din punct de vedere al înclinării suprafeței de ciuruire, ciururile pot fi cu înclinare mare (15—25°), orizontale sau cu înclinare mică (5—6°). Cele cu înclinare mare se utilizează, în general, la minereuri, folosind într-o măsură mai mare energia gravitațională, și la deplasarea materialului în lungul suprafeței de ciuruire.

Indiferent de tipul ciurului, energia gravitațională se utilizează în exclusivitate numai la trecerea materialului prin suprafețe de ciuruire.

Pentru deplasarea materialului în lungul ciurului, această energie este folosită în mică măsură.

2.2. Clasarea gravimetrică sau simptotică

Separarea granulelor cu ajutorul utilajelor denumite clasoare se realizează în funcție de viteza lor limită de cădere.

Dacă diferența de densitate între granule nu este prea mare, atunci clasarea se face în special după dimensiune.

● Clasarea hidraulică

Clasoarele gravitaționale hidraulice pot fi :

— cu curent de apă orizontal;

— cu curent de apă vertical.

Dintre clasoarele cu curent de apă orizontal exemplificăm : clasoarele mecanice (cu greble și cu spirală), conurile clasoare și clasoarele piramidale.

Dintre clasoarele cu curent de apă vertical fac parte clasoarele cu cădere liberă și clasoarele cu cădere stînjenită.

În general, la clasoare energia gravitațională este utilizată la separarea sau clasarea materialului prelucrat în clase granulometrice și numai la anumite tipuri de aparate aceasta este utilizată și la evacuarea clasei grobe sau a clasei mai grele.

● Clasarea pneumatică

Funcționarea clasoarelor pneumatice gravitaționale se bazează pe aceleași principii ca și clasoarele hidraulice, separarea materialului pe dimensiuni făcîndu-se pe baza diferenței dintre vitezele limită de cădere a granulelor în aer.

Clasoarele pneumatice se utilizează la clasarea uscată a substanțelor nemetalifere, în ciclurile de măcinare uscată, la desprăfuirea cărbunilor și a aerului și, în general, la granulații cuprinse între 1,5 și 0,005 mm.

În prezent există o mare diversitate de construcții de utilaje pentru clasarea pneumatică. Din cele gravitaționale fac parte : clasoarele cu curent orizontal; clasoarele cu curent ascendent; clasoarele cu șicane; clasoarele vibrante; clasoarele cu pulsații.

Indiferent de tipul de clasor, energia gravitațională este utilizată la separarea particulelor în funcție de mărime sau greutate, precum și la evacuarea materialului grob, pe la partea inferioară.

Particulele fine sînt evacuate, de regulă, pe la partea superioară a aparatului prin aspirație (subdepresiunea creată de un ventilator).

3. *În procesul de concentrare*

În concentrarea substanțelor minerale utile, energia gravitațională este utilizată prin așazisele metode de concentrare gravitațională, care se bazează pe diferența dintre greutățile specifice ale granulelor minerale ce se separă și se realizează conform legilor mișcării corpurilor solide în mediu fluid.

Concentrarea gravitațională are o largă aplicabilitate atît în prepararea cărbunilor, cît și a minereurilor.

Mediul în care se realizează concentrarea poate fi aerul, apa sau un fluid cu densitate mai mare decît a apei.

Metodele de concentrare sînt denumite corespunzător : pneumatice, hidrogravitice și în medii dense.

După direcția de mișcare a mediului fluid, concentrarea se poate realiza :

— în curent ascendent;

— în curent pulsatoriu;

— în curent înclinat.

3.1. Concentrarea în medii dense

Metoda de concentrare în medii dense se utilizează atît la minereuri, cît și la cărbuni.

Principiul metodei constă în separarea, după densitate, a substanței utile de steril, într-un mediu cu densitate intermediară densității limită a fracțiilor ușoare și grele, sub acțiunea forțelor gravitaționale.

În prezent sînt în funcțiune instalații de acest gen cu capacități de 800 t/h la minereuri și 2 000 t/h la cărbuni. Procedeul se caracterizează

prin simplitate, precizie de separare, productivitate mare și consum redus de energie.

Mediile dense folosite la concentrarea cărbunilor se prepară din nisip cuarțos, loess, baritină, magnetită, pirită, zgură de furnal etc.

Suspensiile utilizate la concentrarea minereurilor se prepară din magnetită, galenă, ferosiliciu etc.

Operația de concentrare — de regulă — este precedată de înlăturarea prin ciuruire a materialului mărunt, sub 3—5 mm, și de spălarea cu apă a materialului mare, pentru îndepărtarea șlamurilor și a sărurilor solubile, care ar putea anula proprietățile suspensiei.

Pierderile de suspensie sînt recuperate și regenerate, pentru a putea fi reutilizate în procesul tehnologic.

În separatoarele gravitaționale se concentrează eficient substanțe minerale utile cu granulație mare și mijlocie. Pentru materiale cu granulație măruntă se recomandă separatoarele centrifuge.

Forța G care acționează asupra bucății de material aflat în mediul de separare este:

$$G = V(\rho_m - \rho_s) \cdot g \quad \text{N}, \qquad (56)$$

unde:

V — este volumul bucății de material;
ρ_m și ρ_s — densitatea materialului și a suspensiei;
g — accelerația gravitațională.

Analiza acestei relații arată că sînt posibile trei cazuri de mișcare pe verticală a materialului în mediul lichid:

$\rho_m > \rho_s$ — materialul coboară;
$\rho_m < \rho_s$ — materialul plutește;
$\rho_m = \rho_s$ — materialul se află în echilibru și poate ocupa orice poziție în lichid.

Precizia separării granulelor de o anumită densitate depinde de viteza lor de cădere, iar asupra acestui parametru se poate interveni prin mărirea diferenței dintre densități, micșorarea viscozității, mărirea accelerației.

Separatoarele cu medii dense trebuie să aibă o funcționare liniștită și fără curenți turbionari, dar prin care să se realizeze menținerea stabilității gravitaționale a mediului.

Aparatele pot fi de diferite construcții, în funcție de forma și de adîncimea cuvei (conuri sau cuve), de modul de alimentare și evacuare a produselor finite (cu aerlift, cu elevatoare, cu tambur, cu bandă etc.).

Ca tipuri de separatoare distingem:
— sepratoare conice;
— separatoare cu cuvă piramidală;
— separatoare cu roți elevatoare;
— separatoare cu tambur;
— separatoare cu transportcare etc.

Indiferent de tipul separatorului, energia gravitațională, prin mediul dens creat, face oficiul de separare în straturi a substanțelor minerale utile și a sterilului. Evacuarea substanțelor minerale concentrate din interiorul aparatului, precum și a sterilului se realizează prin diferite procedee mecanice, consumatoare de energie.

3.2. Concentrarea prin zețaj

Zețajul este o metodă de concetrare gravitațională, prin care, sub acțiunea unui curent de apă pulsatoriu, amestecul mineral format din componenți cu diferite greutăți specifice se separă în ordine crescătoare a acestora, dinspre stratele superficiale spre adîncime.

Produsele finite astfel obținute — sub forma unor strate — se separă și se evacuează continuu din mașină.

Acest gen de concentrare se aplică atît la cărbune, cît și la o gamă variată de alte substanțe minerale utile. Dimensiunea materialului tratat variază într-o paletă largă, dar este necesar să fie mai mare de 0,3 mm.

Și în aceste mașini energia gravitațională este utilizată numai la separarea și concentrarea substanței minerale utile în cauză. Restul operațiilor de alimentare, de producere a mișcării pulsatorii și de evacuare a materialului sînt consumatoare de energie.

3.3. Concentrarea în curent înclinat de apă

Separarea într-un curent înclinat de apă, pe baza diferenței dintre greutățile specifice ale particulelor provenite din diferite specii minerale, se realizează ca rezultat al interacțiunii dintre forțele gravitaționale ce acționează asupra granulelor, forțelor hidrodinamice determinate de mișcarea curentului de apă care, în ultimă instanță, se datorează tot energiei gravitaționale și de forțele de frecare ce iau naștere atît între particule, cît și între acestea și suprafața pe care are loc procesul.

Curentul de fluid, în care se realizează separarea, se deplasează pe o suprafață înclinată, cu diferite forme și dimensiuni.

Ca metode de concentrare în curent înclinat se disting:
— concentrarea pe jgheaburi;
— concentrarea pe mese.

● Concentrarea pe jgheaburi. Caracterul curgerii apei pe suprafața înclinată a jgheabului este determinat de unghiul de înclinare a acestuia față de orizontală și de forțele de frecare dintre fluid și suprafață.

Adîncimea curentului de apă ce se scurge prin jgheab este de 50—250 mm. Jgheaburile utilizate în practica preparării substanțelor minerale utile sînt de diferite construcții: sluisuri, jgheaburi-labirint, jgheaburi scurte, jgheaburi Rheo, jgheaburi elicoidale etc. La concentrarea prin jgheaburi, atît concentrarea propriu-zisă, cît și deplasarea tulburelii prin aparat se realizează prin influența energiei gravitaționale.

Concentrarea pe jgheaburi este operația de preparare cu cel mai redus consum energetic

și cu cel mai înalt grad de utilizare a energiei gravitaționale.

● Concentrarea pe mese este un procedeu unde substanța minerală utilă (minereu sau cărbune), cu dimensiuni mai mici de 2—3 mm, într-un amestec de apă în proporție de 1 : 6— — 1 : 10, sub acțiunea curentului de apă, a energiei gravitaționale și a forțelor de frecare se concentrează după mărimea granulelor și greutatea acestora, în timpul deplasării pe suprafața înclinată a mesei de concentrare.

Adîncimea curentului de apă este de 10— —40 mm.

Participarea energiei gravitaționale în acest proces tehnologic este mai modestă.

Desigur că utilizarea energiei gravitaționale în procesul de preparare a substanețlor minerale utile nu se limitează la cele prezentate, aria de folosință fiind mult mai mare, dar în materialul de față au fost prezentate principalele operații și aparate care utilizează energia gravitațională.

V. Randamentul de utilizare a energiei gravitaționale

Plecînd de la definiția că randamentul este raportul dintre mărimea utilă și cea consumată pentru menținerea stării de funcționare a mașinii sau a unui sistem, randamentul pune cantitativ în lumină faptul că numai o fracțiune din efortul depus se transformă în produsul dorit (energie, mișcare sau materie).

Randamentul prinde contur oriunde se cheltuiește energie cu o finalitate precisă.

Pîrghia esențială pe care omul a acționat prin diverse mijloace pentru ridicarea performanțelor a fost dintotdeauna randamentul.

Inventivitatea omului nu a căzut niciodată peste varianta optimă de exprimare tehnologică, iar atingerea zonei de eficiență ridicată s-a lăsat întotdeauna așteptată pînă cînd ideea de bază a ajuns la maturitate.

Randamentul η se exprimă prin relația :

$$\eta = \frac{L_{util}}{L_{motor}} \leqslant 1, \%, \qquad (57)$$

L_{util} este lucrul mecanic util ;

L_{motor} — lucrul mecanic motor sau consumat.

După cum se observă din relație, randamentul este întotdeauna subunitar. Dezideratul atingerii valorii supreme de 100% pentru raportul util/consumat este sinonim cu tendința de realizare a unui perpetuum mobile, deci imposibil.

În cazul transportului gravitațional—de orice natură — efectuat în atmosferă, randamentul de utilizare a energiei gravitaționale, respectiv a lucrului mecanic, va fi identic cu randamentul mecanismului fundamentat de cupla de translație la care forța de tracțiune este paralelă cu ghidajul (fig. 35).

Dacă vom considera că forța rezistentă provine numai din greutatea materialului, atunci :

$$\eta = \frac{G \sin \alpha - \operatorname{tg} \varphi G \cos \alpha}{G \sin \alpha}, \qquad (58)$$

unde :

φ este arc tg μ ;
G — greutatea materialului, N ;
α — unghiul de înclinare a suprafeței de transport ;
φ — unghiul de frecare ;
μ — coeficientul de frecare.

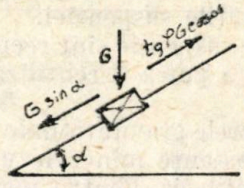


Fig. 35. Forțele ce acționează asupra unui corp care culisează pe un plan.

Dacă simplificăm cu G și împărțim atît la numărător, cît și la numitor cu cos α, relația devine :

$$\eta = \frac{\operatorname{tg} \alpha - \operatorname{tg} \varphi}{\operatorname{tg} \alpha}. \qquad (59)$$

Din această relație rezultă că randamentul de utilizare a energiei gravitaționale va fi cu atît mai ridicat, cu cît frecările vor fi mai mici.

Obsesia justificată a randamentului cît mai ridicat, de care este cuprinsă tehnologia modernă, desigur că va avea o ascensiune spre o înaltă eficiență, dar aceasta nu înseamnă că trebuie să ne dezamăgească, pe moment, randamente de ordinul cîtorva procente, care în timp se vor mări, pe măsură ce soluțiile vor fi optimizate.

Un randament de 1% în utilizarea energiei gravitaționale înseamnă mai mult decît un randament de 94% la utilizarea unui motor electric, pentru că în timp ce energia gravitațională este permanentă și gratuită, energia electrică se produce cu cheltuieli, uneori ridicate.

De aceea trebuie depuse eforturi pentru utilizarea energiei gravitaționale, pentru găsirea de noi domenii de aplicare, pentru că oricum este cea mai ieftină și inepuizabilă resursă de energie.

VI. Orientări privind consumul energetic și reducerea acestui consum pe unitatea de produs ; tendințe de dezvoltare și utilizare a energiei gravitaționale în industria minieră

Plecînd de la ideea că o dată cu proiectarea au fost respectate condițiile de optimizare a proceselor tehnologice, stabilindu-se parametrii economici din punct de vedere energetic, alegîndu-se trasee optime și totodată economice, căutînd amplasamentul optim al posturilor de

transformare și alegînd soluții de utilizare a unor tensiuni superioare de lucru, este necesar ca în timpul exploatării să se ia o serie de măsuri, de natură tehnică și organizatorică, care să conducă la :

— evitarea funcționării în gol a utilajelor ;

— eliminarea funcționării cu încărcătură mult sub capacitate a utilajelor de toate categoriile ;

— aplatizarea vîrfurilor de consum în rețeaua electrică etc.

Prin aplicarea judicioasă a acestor măsuri se va ajunge la un consum rațional de energie electrică.

După cum se știe, energia electrică consumată are două componente :

$$E = E_0 + E_v, \qquad (60)$$

unde :

E_0 este componenta constantă care depinde de mersul în gol al utilajelor ;

E_v — componenta variabilă, aferentă sarcinilor utile (funcționare în plin).

Consumul specific de energie electrică reprezintă raportul dintre energia consumată și producția realizată într-o anumită perioadă și poate fi exprimat prin relația :

$$C = \frac{E}{p} = \frac{E_0 + V_v}{P}, \quad \text{kWh/t.} \qquad (61)$$

Din această relație se vede că acest consum va fi cu atît mai mic cu cît consumul de energie E_0 (pentru mersul în gol al utilajelor sau cu încărcătură sub capacitate) va fi mai mic :

— producția P, realizată în unitatea de timp, va fi mai mare ;

— consumul de energie E_v, aferent mersului în sarcină, va fi mai mic, lucru ce se poate realiza și printr-o utilizare într-o măsură mai mare a energiei gravitaționale.

Reducerea consumului energetic, în general, și utilizarea energiei gravitaționale într-o măsură mai mare, în mod special, în proiectele de viitor, precum și în adaptarea celor prezente trebuie să țină seama, din punct de vedere economic, de :

— concentrarea producției pe unități miniere mari ;

— concentrarea exploatării în subteran pe cît mai puține orizonturi ;

— extinderea metodei de exploatare la zi, prin unități de mare capacitate ;

— extinderea mecanizării la lucrările din subteran și de la suprafață, precum și introducerea automatizării operațiilor și proceselor tehnologice ;

— introducerea și extinderea metodelor de exploatare de mare productivitate ;

— introducerea de tehnologii noi de preparare a minereurilor feroase, neferoase, nemetalifere și de înnobilare a combustibililor inferiori, care să funcționeze cu consumuri energetice mai reduse.

Prin concentrarea exploatării în subteran pe cît mai puține orizonturi, poate fi utilizată, din plin, energia gravitațională la transportul descendent, precum și la amenajarea rampelor puțurilor cu circuite automotoare.

În instalațiile de preparare tehnologiile noi trebuie, de asemenea, proiectate cu utilaje care folosesc, într-o măsură mai mare, energia gravitațională, începînd de la concasare-măcinare și pînă la ultimele faze de concentrare.

După cum se știe, în industria minieră construcțiile de la suprafață reprezintă 45—50% din totalul investițiilor de la suprafață și acest lucru trebuie să constituie o preocupare continuă în vederea reducerii lor la minim posibil.

La realizarea acestor construcții trebuie să se aibă în vedere următoarele :

— extinderea amplasării în aer liber a unor utilaje și instalații tehnologice ;

— alegerea terenului pentru amplasarea utilajelor tehnologice să se stabilească în așa fel, încît transportul între cele mai multe utilaje din flux să se realizeze gravitațional, în cascadă (prin folosirea pantei terenului), iar, pe de altă parte, apele tehnologice să fie centralizate într-un bazin, situat la o cotă superioară, din care, prin cădere liberă, să alimenteze toate utilajele consumatoare ;

— iazurile de decantare și de depozitare a sterilului să se situeze la o cotă inferioară, în așa fel, încît pulpa să fie transportată în regim gravitațional ;

— reducerea consumului de materiale de construcție deficitare și folosirea de materiale de construcție noi, cu eficiență economică ridicată ;

— creșterea gradului de ocupare cu utilaje a suprafețelor construite ;

— ridicarea gradului de industrializare a construcțiilor prin creșterea volumului de elemente prefabricate utilizate, precum și a structurilor din beton armat monolit în cofraj glisant ;

— reducerea ponderii lucrărilor de construcții-montaj din totalul investițiilor ;

— creșterea gradului de ocupare a terenului.

La alegerea soluțiilor de amplasament a utilajelor, precum și a traseelor tehnologice din instalațiile de preparare, să se întocmească variante de optimizare din punctul de vedere al consumului energetic și al creșterii productivității muncii.

La alegerea utilajelor tehnologice trebuie să fie avute în vedere cele mai moderne, mai economice și cu cele mai mici consumuri specifice de energie, respectiv acele utilaje care folosesc, într-o mai mare măsură, energia gravitațională.

Pe de altă parte, în activitatea de concepție să se continue și intensifice acțiunile de construire a unor noi utilaje, de căutare de noi soluții și tehnologii care să utilizeze, într-o mai mare măsură, energia gravitațională.

Bibliografie

[1] Almăşan, B., Pavel, Gh. *Perfecţionarea tehnologiilor de săpare a lucrărilor miniere.* Ed. tehnică, Bucureşti, 1983.
[2] Bîrsan, Tr. *Orientări în proiectarea noilor obiective.* Mine, Petrol şi Gaze, nr. 8, 1972.
[3] Cioc, D. *Hidraulica.* Ed. didactică şi pedagogică, Bucureşti, 1975.
[4] Constantinescu, N. I. *Mecanica maşinilor şi instalaţiilor miniere şi de preparare.* Vol. II. Ed. tehnică, Bucureşti, 1978.
[5] * * * Catalog vol. I. *Proiecte tip pentru industria extractivă de substanţe minerale solide.* Aprobat prin Decret 418/30.XII.1980.
[6] Domide, E., Mihail, D. *Topografie.* Ed. didactică şi pedagogică, Bucureşti, 1972.
[7] Enescu, G. *Fizica pentru tehnicieni.* Vol. I şi II, Ed. tehnică, Bucureşti, 1983.
[8] Ghinescu, P. *Hidromecanizarea în construcţii.* Ed. tehnică, Bucureşti, 1979.
[9] * * * *Normativ departamental pentru calculul conductelor de steril B.M. 10A-66/I.* I.C.P.M.N. Baia Mare.
[10] Krausz Sanda ş.a. *Prepararea substanţelor minerale utile.* Ed. didactică şi pedagogică, Bucureşti, 1982.
[11] Leţu, N. *Săparea şi susţinerea lucrărilor miniere.* Curs I. M. Petroşani, 1960.
[12] Lupşa, N. *Influenţa variaţiei consumului de minereu asupra consumului specific de energie electrică.* Mine, Petrol şi Gaze, nr. 10, 1977.
[13] Malkin, A. S., Popescu, A., Simionescu, A. *Proiectarea minelor subordonată schimbărilor viitoare.* Mine, Petrol şi Gaze, nr. 5, 1976.
[14] Marian, I. *Transport minier.* Ed. tehnică, Bucureşti, 1965.
[15] Marian, I. *Mecanizarea transportului minier în subteran.* Ed. tehnică, Bucureşti, 1983.
[16] Marian, I. *Utilaje de încărcare şi transport minier.* Ed. didactică şi pedagogică, Bucureşti, 1984.
[17] Magyari, A. *Utilaje de preparare a substanţelor minerale utile.* Ed. tehnică, Bucureşti, 1983.
[18] * * * *Manualul inginerului mecanic.* Ed. tehnică, Bucureşti, 1976.
[19] * * * *Manualul inginerului de mine.* Vol. II. Ed. tehnică, Bucureşti, 1985.
[20] * * * *Manualul inginerului de mine.* Vol. III. secţ. XXI, Ed. tehnică, Bucureşti, 1952.
[21] * * * *Manualul inginerului de mine.* Vol. V, secţ. XXVIII. Ed. tehnică, Bucureşti, 1956.
[22] * * * *Manualul inginerului de mine.* Vol. VI, secţ. XXXII. Ed. tehnică, Bucureşti, 1956.
[23] Muste, I. *Contribuţii la studierea şi îmbunătăţirea sistemului de descărcare prin basculare.* Mine, Petrol şi Gaze, nr. 3, 1984.
[24] Muste, I. *Contribuţii la determinarea şi mărirea debitului alimentatoarelor cu disc sau masă rotativă.* Mine, Petrol şi Gaze, nr. 6, 1983.
[25] Popa, A. *Prospecţiuni şi explorări miniere.* Ed. didactică şi pedagogică, Bucureşti, 1976.
[26] Popescu, R. *Consideraţii privind raţionalizarea consumului de energie electrică în unităţile miniere din bazinul Olteniei.* Mine, Petrol şi Gaze, nr. 6, 1981.

Rezultatele cercetărilor teoretice şi experimentale privind influenţa presiunii barometrice asupra emanaţiilor de metan din subteran şi măsuri de prevenire şi combatere ale acestora

Şef lucr. ing. **I. Neag**
asist. ing. **P. Hreniuc**
Institutul de Mine Petroşani
ing. **I. Bojor**
C.C.I.T.P.S.M. Petroşani

I. Introducere

Concomitent cu perfecţionările aduse tehnologiilor de extragere, trebuie depuse eforturi şi în scopul îmbunătăţirii condiţiilor de muncă în subteran, pentru asigurarea unor condiţii lipsite de pericol, de accidente sau îmbolnăviri profesionale.

O particularitate deosebit de importantă a zăcămintelor de cărbune superior o constituie conţinutul ridicat de metan. Prezenţa gazului metan în minele de cărbuni generează pericole foarte mari, iar lupta împotriva acestui gaz constituie o preocupare permanentă atît pentru cercetători, cît şi pentru personalul care lucrează nemijlocit în întreprinderile miniere.

Aceste constatări sînt valabile şi pentru minele din bazinul Valea Jiului, unde creşterea adîncimilor de exploatare, a capacităţilor de producţie a minelor, a gradului de concentrare şi mecanizare a extragerii au condus şi la creşterea volumului şi intensităţii emanaţiilor de metan.

Fenomenele legate de regimul emanaţiilor de metan şi de combatere a lor sînt foarte complicate, ele necesitînd studierea în permanenţă.

Degajarea metanului din stratele de cărbune şi rocile înconjurătoare se poate produce:

— datorită migrării acestuia prin complexul de roci nedislocate care separă stratele de cărbune;

— prin reţeaua de fisuri naturale;

— prin fisurile care se produc pe parcursul exploatării.

Migrarea metanului în zona abatajelor este un fenomen complex, depinzînd, ca valoare şi intensitate, de factori geologici şi factori tehnici.

Ultimele cercetări efectuate pe plan mondial au arătat că în creşterea degajărilor de metan un rol important îl joacă şi variaţia presiunii barometrice, aceasta influenţînd în mod deosebit emanaţiile din spaţiul exploatat.

Articolul de faţă abordează o problemă referitoare la influenţa variaţiei presiunii barometrice asupra emanaţiilor de CH_4 în lucrările miniere subterane, căutînd să stabilească legile care guvernează aceste emanaţii, ca apoi — în baza acestora — să se elaboreze o metodologie simplă de prognoză.

II. Stadiul actual al cercetărilor în domeniul influenței variației presiunii barometrice asupra degajărilor de CH_4

1. *Cercetări efectuate în străinătate*

Alături de numeroșii factori care influențează degajarea metanului acumulat în golurile existente în spațiul exploatat, o pondere însemnată o are și variația presiunii barometrice, care distruge echilibrul de presiune — existent pînă la un moment dat — între cele două medii (abataj și spațiu exploatat), producîndu-se astfel migrarea metanului spre abataj.

Cercetările întreprinse în diferite țări au condus la rezultate deosebit de importante în ceea ce privește evoluția concentrațiilor de metan, în special în curenții de evacuare a aerului viciat din lucrările miniere subterane, la producerea unor scăderi ale presiunii barometrice.

De influența variației presiunii barometrice asupra degajărilor de metan din lucrările de abataj s-au ocupat mai mulți cercetători.

Dintre cele mai semnificative cercetări în acest domeniu se pot menționa cele ale lui B. Wisniewski, H. Myszor, K. Noack, F. Ficher și alții. În urma cercetărilor întreprinse s-a constatat că în funcție de schimbările presiunii barometrice se schimbă și concentrația de metan în curentul de evacuare a aerului. Caracteristic este faptul că, cu cît se schimbă mai repede valoarea presiunii barometrice, cu atît mai repede se schimbă valorile concentrațiilor de metan.

În acest sens, utilizîndu-se modelul matematic din figura 1 și analiza matematică, se poate calcula [H. Myszor]:

a. Viteza de scădere a presiunii barometrice :

$$V_{sc} = \frac{P_1 - P_2}{t'_1}, \qquad \text{mmHg/h}, \qquad (1)$$

unde :

P_1 este presiunea barometrică cea mai mare, mmHg ;

P_2 — presiunea barometrică cea mai mică, mmHg ;

t'_1 — timpul în care a apărut scăderea presiunii barometrice de la P_1 la P_2, h.

b. Viteza de creștere a presiunii barometrice :

$$V_{cr} = \frac{P_3 - P_2}{t'_2}, \qquad \text{mmHg/h}, \qquad (2)$$

unde :

P_3 este următoarea presiune barometrică cea mai mare, mmHg ;

t'_2 — timpul în care a apărut creșterea presiunii barometrice la valoarea P_3, h.

c. Viteza de creștere a concentrațiilor de metan :

$$V_{cr} = \frac{C_2 - C_1}{t}, \qquad \%/\text{h}, \qquad (3)$$

unde :

C_2 este concentrația de metan cea mai mare, %;

C_1 — concentrația de metan cea mai mică, %;

t_1 — timpul în care a avut loc creșterea concentrației de metan de la C_1 la C_2, h.

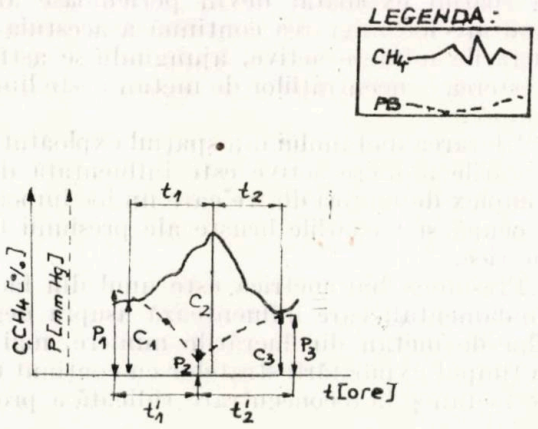


Fig. 1. Mărimile caracteristice pentru determinarea vitezei de scădere a presiunii barometrice și a vitezei de creștere a concentrației de metan.

d. Viteza de scădere a concentrației de CH_4 :

$$V_{sc} = \frac{C_2 - C_3}{t_2}, \qquad \%/\text{h}, \qquad (4)$$

unde :

C_3 este următoarea concentrație de metan cea mai scăzută, %;

t_2 — timpul în care s-a produs scăderea centrației de metan la valoarea C_3, h.

Rezultatele cercetărilor efectuate în Franța ilustrează cîteva aspecte semnificative în legătură cu influența scăderii rapide a presiunii barometrice (fig. 2).

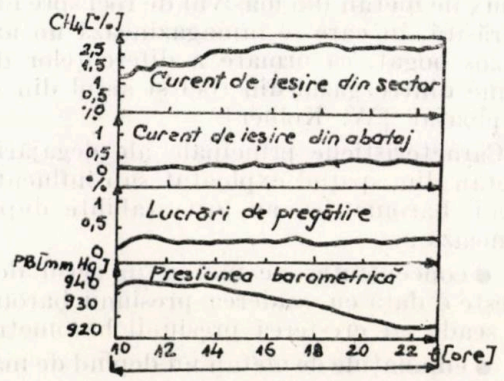


Fig. 2. Efectele scăderii presiunii barometrice asupra concentrațiilor de metan în curenții de evacuare după Gunther și Brujet.

Cercetările întreprinse la minele de huilă din R.F. Germania de către K. Noack și F. Ficher, au scos în evidență faptul că aportul degajării barometrice la bilanțul total de CH_4 al abatajului nu poate fi apreciat cu exactitate.

B. Wisniewski, în urma cercetărilor făcute în unele mine din R. P. Polonă, a constatat că o dată cu creşterea presiunii barometrice scad emanaţiile de metan din lucrările miniere.

2. *Studii şi cercetări privind pericolul pe care îl prezintă degajările barometrice*

Acumulările de metan din golurile existente în spaţiul exploatat devin periculoase atunci cînd are loc migrarea continuă a acestuia spre lucrările miniere active, ajungîndu-se astfel la creşterea concentraţiilor de metan peste limitele admise.

Migrarea metanului din spaţiul exploatat spre lucrările miniere active este influenţată de un complex de factori dintre care un loc important îl ocupă şi variaţiile bruşte ale presiunii barometrice.

Presiunea barometrică este unul din factorii fundamentali care influenţează asupra degajărilor de metan din lucrările miniere, mai ales în timpul exploatării stratelor cu conţinut mare de metan şi la o concentrare ridicată a producţiei.

Gradul de pericol pe care-l prezintă „degajarea barometrică" nu este acelaşi pentru toate condiţiile de exploatare, el depinzînd, în mare măsură, de :

- mărimea şi rapiditatea scăderii presiunii barometrice ;
- conţinutul de gaz al rocilor şi stratelor înconjurătoare ;
- permeabilitatea spaţiului exploatat ;
- natura rocilor din acoperiş şi sistemul de dirijare a presiunii miniere ;
- procedeul de aeraj utilizat.

Presiunea atmosferică se schimbă continuu şi variază neregulat. În afară de aceasta, există diverse legături între o lucrare părăsită şi una activă, aerisită. În astfel de condiţii are loc un aflux de metan din masivul de roci spre lucrarea părăsită, în care se înmagazinează un amestec gazos bogat, ca urmare a diferenţelor de presiune dintre gazul din roci şi aerul din spaţiul exploatat [W. Kolher].

Caracteristicile principale ale degajărilor de metan din spaţiul exploatat sub influenţa presiunii barometrice au fost stabilite după cum urmează :

- concentraţia de metan în aerul de mină creşte o dată cu scăderea presiunii barometrice şi scade cu creşterea presiunii barometrice ;
- emanaţiile de metan nu depind de mărimea absolută a presiunii barometrice şi de variaţiile acesteia ;
- concentraţia de metan creşte cu atît mai mult, cu cît scade mai rapid presiunea barometrică ;
- dacă presiunea barometrică scade brusc şi rămîne la nivel coborît, apare o scădere lentă a concentraţiei de metan.

3. *Expresia matematică a curgerii unui fluid compresibil în spaţiul exploatat sub influenţa gradientului cîmpului de presiune*

Spaţiul exploatat este un mediu poros, neomogen şi deformabil. Studiul curgerii gazelor prin acest tip de mediu poros pune probleme dificile chiar atunci cînd permeabilitatea este constantă, din cauza caracterului nelinear al ecuaţiei diferenţiale care descrie fenomenul.

Să presupunem că spaţiul exploatat are legătură aerodinamică numai cu abatajul, ca în cazul metodei de exploatare în retragere cu stîlpi lungi pe direcţie. Cum presiunea barometrică se poate considera de-a lungul întregului abataj aceeaşi, atunci deplasarea amestecului metan-aer în spaţiul exploatat se apreciază ca fiind un proces unidimensional. Axa de coordonate Ox se va orienta spre adîncimea spaţiului exploatat, originea ei fiind la limita spaţiului exploatat cu abatajul (fig. 3).

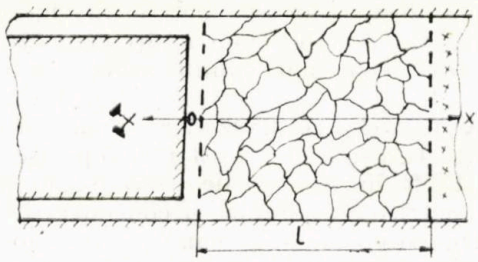


Fig. 3. Modelul de descriere matematică a curgerii unui fluid compresibil în spaţiul exploatat sub influenţa gradientului de presiune.

Pentru caracterizarea completă a mişcării unui fluid printr-un mediu poros, este necesară cunoaşterea ecuaţiilor fundamentale ale acesteia, şi anume : ecuaţia de stare, ecuaţia continuităţii şi ecuaţia lui Darcy.

a. Ecuaţia de stare

Starea unui corp oarecare poate fi reprezentată de o relaţie între : masa volumică ρ, presiunea p şi temperatura absolută T, sub forma :

$$f(\rho, p, T) = 0, \tag{5}$$

numită ecuaţia de stare. Pentru gazele reale, în procesele izoterme, ea capătă următoarea formă :

$$\frac{p}{p_0} = z\frac{\rho}{\rho_0}, \tag{6}$$

unde :

p este presiunea gazului, N/m^2 ;

p_0 — presiunea de referinţă, N/m^2 ;

z — factor de neidealitate (de abatere de la legea gazelor perfecte) şi se determină cu relaţia :

$$z = \frac{p \cdot M}{\rho \cdot R \cdot T}$$

ρ — densitatea gazului la presiunea p, kg/m^3 ;

ρ_0 — densitatea gazului corespunzător presiunii de referinţă, kg/m^3.

b. Ecuaţia continuităţii

Ecuaţia de continuitate, exprimînd principiul conservării masei, se obţine prin scrierea egalităţii între înmagazinarea de masă dintr-un volum de fluid şi variaţia în timp a masei volumice (densităţii) multiplicată cu elementul de volum considerat.

În cazul mediului poros neomogen şi deformabil, în expresia ecuaţiei continuităţii trebuie să se ţină seama de compresibilitatea acestuia şi de faptul că porozitatea mediului este funcţie de timp. Ecuaţia continuităţii este următoarea :

$$\frac{\partial (m\rho)}{\partial t} + \frac{\partial (\rho v_i)}{\partial x_i} = 0, \qquad (7)$$

unde :

m este porozitatea mediului ;

v_i — viteza de filtrare, m/s ;

x_i — lungimea traseului de curgere, m.

c. Ecuaţia lui Darcy

Viteza de curgere a fluidului compresibil prin mediu poros este dată de ecuaţia lui Darcy, a cărei expresie este :

$$v = -\frac{k_u}{\mu} \cdot \frac{dp}{dx_i}, \qquad \text{m/s}, \qquad (8)$$

unde :

v este viteza de curgere a fluidului, m/s ;

k_u — permeabilitatea mediului, darcy ;

μ — viscozitatea fluidului, N·s/m².

Ecuaţia generală de mişcare prin medii poroase neomogene se obţine prin combinarea ecuaţiei continuităţii cu ecuaţia lui Darcy, făcîndu-se apel la ecuaţia de stare.

Utilizînd aceste ecuaţii şi aplicînd procedee matematice adecvate, ecuaţia de mişcare a amestecului metan-aer în mediu poros neomogen şi deformabil (spaţiul exploatat) are expresia :

$$\frac{\partial}{\partial x_i}\left(\frac{k_u}{\mu z} \cdot \frac{\partial p^2}{\partial x_i}\right) = \frac{2m}{z}\left[\frac{\partial p}{\partial t} - p\frac{\partial (\ln z)}{\partial t}\right]. \qquad (9)$$

În cazul studiat, mişcarea a fost considerată unidimensională, deci :

$$\frac{\partial}{\partial x}\left(\frac{k_u}{\mu z} \cdot \frac{\partial p^2}{\partial x}\right) = \frac{2m}{z}\left[\frac{\partial p}{\partial t} - p\frac{\partial (\ln z)}{\partial t}\right]. \qquad (10)$$

Ecuaţia generală de mişcare (10) este o ecuaţie diferenţială de ordinul doi nelineară şi parabolică. Ea admite rezolvarea pentru cazul cînd se precizează condiţiile la limită.

Considerînd curgerea prin mediul poros neomogen şi deformabil, de tip staţionar, în ecuaţia generală de mişcare se pot face unele simplificări care permit evitarea oricărei aproximări pentru cazul unidimensional.

Curgerea staţionară lineară, în ipoteza că fenomenul este izoterm, implică anularea derivatelor parţiale în raport cu timpul, obţinîndu-se pentru ecuaţia generală de mişcare expresia :

$$\frac{\partial}{\partial x}\left(\frac{k_u}{\partial z} \cdot \frac{\partial p^2}{\partial x}\right) = 0. \qquad (11)$$

Soluţiile acestei ecuaţii se obţin prin analogie cu mişcarea într-un mediu poros omogen cu condiţiile la limită :

$$\begin{cases} x = 0 & p = p_a \\ x = l & p = p_l \\ \left.\dfrac{\partial p}{\partial x}\right|_{x=0} = \Delta p \end{cases} \qquad (12)$$

unde :

p_a este presiunea atmosferică, N/m² ;

p_l — presiunea gazului în mediu poros la distanţă l, N/m² ;

Δp — gradientul cimpului de presiune, N/m².

Soluţiile ecuaţiei (11) vor fi de forma :

$$p^2(x) = -\frac{a}{l}x + b, \quad \text{N/m}^2, \qquad (13)$$

unde : a şi b sînt constante ce trebuie determinate ; folosind ecuaţia (12), obţinem pentru constante expresiile :

$$\begin{aligned} b &= p_a^2 \\ a &= p_a^2 - p_l^2, \end{aligned} \qquad (14)$$

care, înlocuite în ecuaţia (13), conduc la următoarea expresie a distribuţiei de presiune :

$$p^2(x) = x(p_a^2 - p_l^2) + p_a^2 \qquad (15)$$

sau :

$$p(x) = \sqrt{x(p_a^2 - p_l^2) + p_a^2}, \qquad (15')$$

diferenţiind expresia (15'), obţinem :

$$\frac{\partial p}{\partial x} = \frac{\partial}{\partial x}\sqrt{x(p_a^2 - p_l^2) + p_a^2} \qquad (16)$$

sau :

$$\frac{\partial p}{\partial x} = \frac{p_a^2 - p_l^2}{2\sqrt{x(p_a^2 - p_l^2) + p_a^2}}, \qquad (16')$$

dar :

$$\left.\frac{\partial p}{\partial x}\right|_{x=0} = \frac{p_a^2 - p_l^2}{2p_a} \qquad (17)$$

din relaţia (12)

$$\left.\frac{\partial p}{\partial x}\right|_{x=0} = \Delta p$$

rezultă :

$$\Delta p = \frac{p_a^2 - p_l^2}{2p_a}, \qquad \text{N/m}^2 \qquad (18)$$

sau :

$$p_a^2 - p_l^2 = 2\Delta p \cdot p_a \qquad (18')$$

din relaţia (14)

$$a = p_a^2 - p_l^2$$

rezultă :

$$a = 2\Delta p \cdot p_a. \qquad (19)$$

Înlocuind relaţia (19) în relaţia (13), se obţine, pentru distribuţia presiunii în mediu poros, expresia :

$$p^2(x) = 2\Delta p \cdot p_a \cdot x + p_a^2 \qquad (20)$$

sau :

$$p^2(x) = p_a(2\Delta p \cdot x + p_a), \quad \text{N/m}^2. \quad (20')$$

Debitul de masă se poate exprima ca fiind produsul dintre secţiune, densitate şi viteză :

$$Q = \rho \cdot S \cdot v \quad \text{kg/s} \quad (21)$$

unde :

S este secţiunea abatajului ce se calculează cu relaţia :

$$S = L \cdot h, \ \text{m}^2,$$

unde :

L este lungimea abatajului, m;

h — înălţimea abatajului, m.

Atunci :

$$Q = S \frac{\rho_a}{p_a} \cdot \frac{p}{z} \left(- \frac{k_u}{\mu} \cdot \frac{\mathrm{d}p}{\mathrm{d}x} \right) =$$

$$= - Lh \frac{\rho_a}{p_a} \cdot \frac{p}{z} \cdot \frac{k_u}{\mu} \cdot \frac{\mathrm{d}p}{\mathrm{d}x}. \quad (21')$$

Debitul de volum se exprimă ca raportul dintre debitul de masă şi densitatea fluidului la presiunea p_a :

$$q = \frac{Q}{\rho_a}, \quad \text{m}^3/\text{s} \quad (22)$$

sau :

$$q = - \frac{Lh}{p_a} \cdot \frac{k_u}{z\mu} \cdot p \cdot \frac{\mathrm{d}p}{\mathrm{d}x} \quad (22')$$

şi prin integrare pentru $x \in (0, l)$; $p \in (p_a, p_1)$ se obţine :

$$q = - \frac{Lh}{2} \cdot \frac{k_u}{\mu z p_a} \cdot \frac{p_a^2 - p_l^2}{l}, \quad (23)$$

dar din relaţia (18') :

$$p_a^2 - p_l^2 = 2\Delta p \cdot p_a.$$

Atunci relaţia (23) devine :

$$q = - \frac{Lh}{2p_a} \cdot \frac{k_u}{\mu z} \cdot \frac{2\Delta p}{l} p_a \quad (23')$$

sau :

$$q = \frac{9{,}86 \cdot 10^{-13} k_u}{\mu z} \cdot \frac{Lh}{l} \cdot |\Delta p|, \quad \text{m}^3/\text{s}. \quad (23'')$$

Relaţia (23'') reprezintă debitul de metan ce se degajă din spaţiul exploatat, funcţie de gradientul cîmpului de presiune.

Din relaţia (23''), exprimînd modulul $|\Delta p|$, se obţine :

$$|\Delta p| \begin{cases} \Delta p > 0 \,;\, \Delta p = \dfrac{a}{2p_a} = \dfrac{p_a^2 - p_l^2}{2p_a}; \ p_a > p_1 \\ \\ \Delta p < 0 \,;\, \Delta p = -\dfrac{a}{2p_a} = \dfrac{p_a^2 - p_l^2}{2p_a}; \ p_l > p_a, \end{cases} \quad (24)$$

care poate fi interpretat fizic astfel :

- pentru cazul cînd $\Delta p < 0$; $p_l > p_a$, deci presiunea gazului din spaţiul exploatat va fi mai mare decît presiunea atmosferică din abataj, se va produce un aflux de metan spre abataj;
- pentru cazul cînd $\Delta p > 0$; $p_l < p_a$, deci presiunea gazului din spaţiul exploatat este mai mică decît presiunea atmosferică din abataj, se vor produce scurtcircuitări de aer între galeriile de bază şi de cap prin spaţiul exploatat.

III. Cercetări efectuate în minele din Valea Jiului privind evoluţia emanaţiilor de CH_4 în funcţie de variaţia presiunii barometrice

Cercetări în acest domeniu în ţară au fost făcute începînd din anul 1981 de către Institutul de Mine Petroşani şi Centrul de cercetări, inginerie tehnologică şi proiectare pentru securitatea minieră Petroşani.

Avînd în vedere complexitatea fenomenului, s-a stabilit o metodologie de cercetare adecvată care să permită obţinerea unor rezultate cît mai apropiate de realitate.

1. *Metodologia de cercetare folosită în studiu*

Metodologia de cercetare adoptată a cuprins două etape : etapa de observaţie şi etapa de analiză a datelor de observaţie.

În etapa de observaţie, cercetările au fost orientate în sensul evidenţierii creşterii concentraţiilor de metan care apar în timp şi spaţiu la scăderea presiunii barometrice. În acest context s-au urmărit în lucrările miniere subterane :

— presiunea barometrică;
— concentraţia de metan.

Presiunea barometrică a fost urmărită pe diagramele înregistrate de barografele amplasate în camera instalaţiilor telegrizumetrice.

Barografele de la întreprinderile miniere unde s-au desfăşurat cercetările au fost etalonate şi apoi verificate lunar după barometrul aneroid din dotare, care, la rîndul lui, a fost verificat săptămînal după barometrul cu mercur de la staţia meteorologică din Petroşani.

Concentraţiile de metan în lucrările miniere subterane au fost urmărite prin derularea diagramelor înregistrate de staţiile telegrizumetrice.

Valorile presiunii barometrice şi ale concentraţiilor de metan au fost urmărite din două în două ore şi din trei în trei ore, atît pe diagramele înregistrate de barografe şi instalaţiile telegrizumetrice, cît şi prin măsurări efectuate direct în subteran.

Pentru a pune în evidenţă cît mai fidel creşterile concentraţiilor de metan numai în funcţie de scăderile presiunii barometrice s-au ales — pe cît posibil — situaţiile cele mai reprezentative, fără ca acestea să fie influenţate de unii factori tehnici, cum ar fi :

— oprirea instalaţiilor de aeraj;
— nerealizarea debitelor de aer prevăzute în proiectele de aeraj;
— întreruperea energiei electrice;
— convergenţa profilului galeriilor etc.

La baza alegerii lucrărilor miniere în care s-au desfăşurat cercetările au stat următoarele criterii :

— lucrări miniere executate în zone cu degajări mai deosebite de metan;
— metoda de exploatare;

— lucrări miniere executate la limita de bloc ;

— lucrări miniere executate în zone neinfluențate de procesul de exploatare ;

— lucrări de pregătire în cărbune sau mixt (cărbune și steril) aerisite prin sistemul de aeraj parțial aspirant, refulant și combinat.

2. *Rezultatele cercetărilor*

În cursul cercetărilor efectuate în perioada octombrie 1984—mai 1987, în bazinul minier Valea Jiului s-au produs 59 de scăderi ale presiunii barometrice. Au fost luate în considerare numai scăderile presiunii barometrice mai mari de 9 mbar (7 mmHg) care sînt redate în tabelul 1.

Din totalul de 59 de scăderi ale presiunii barometrice, cele mai multe (41) s-au produs în perioada iarnă-primăvară. Valorile scăderilor presiunii barometrice au fost cuprinse între 9 și 32 mbar (7 — 24 mmHg), într-un interval de timp de 12 — 100 ore.

Tabelul 1

Scăderile presiunii barometrice mai mari de 9 mbar produse în Valea Jiului în perioada octombrie 1984 — mai 1987

Numărul scăderilor presiunii barometrice, >9 mbar	59
Scăderea maximă a presiunii barometrice, mbar	32
Scăderea presiunii barometrice în timpul unei zile, mbar	15
Scăderea presiunii barometrice în timpul unei ore, mbar	2
Scăderile presiunii barometrice în anotimpul de toamnă	8
Scăderile presiunii barometrice în anotimpul de iarnă	23
Scăderile presiunii barometrice în anotimpul de primăvară	18
Scăderile presiunii barometrice în anotimpul de vară	10

Variațiile presiunii barometrice și influența acestora asupra concentrațiilor de metan s-au urmărit la cinci abataje frontale exploatate sub tavan natural, conform metodologiei de cercetare adoptată după cum urmează.

1. Abataj frontal stratul 5, blocul XI, I. M. Bărbăteni.

2. Abataj frontal stratul 7, blocul II, I. M. Vulcan.

3. Abataj frontal 6604, stratul 5, panoul 7, I. M. Livezeni.

4. Abataj frontal panoul 3 —4, stratul 3, felia I, I. M. Livezeni.

5. Abataj frontal panoul 1 sud, stratul 5, I. M. Livezeni.

Concentrațiile de metan în galeriile de cap ale abatajelor luate în studiu au oscilat între 0,5 și 1,5%.

Evoluția concentrațiilor de metan, funcție de variația presiunii barometrice, este redată în diagramele din figurile 4 ; 5 și 6.

Prin prelucrarea statistico-matematică a datelor de observație, s-a stabilit că, în cazul abatajelor frontale exploatate sub tavan natural în retragere, dependența dintre viteza de scădere a presiunii barometrice (v_{pB}) și creșterea concentrației de metan (ΔCH_4) este de tip linear (fig. 7). Ecuația de dependență este următoarea :

$$\Delta CH_4 = 0{,}38\, v_{pB} + 0{,}156. \qquad (25)$$

Cercetările întreprinse la abatajele frontale exploatate sub tavan natural în avans demonstrează că scăderile presiunii barometrice influențează în mod neesențial creșterile concentrațiilor de metan. În lucrările miniere de preg-

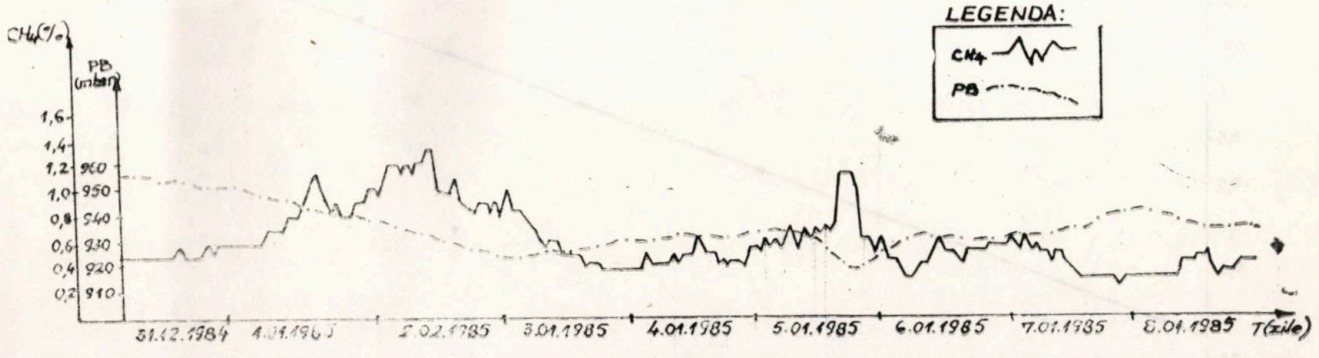


Fig. 4. Evoluția concentrațiilor de metan funcție de variația presiunii barometrice la abatajul frontal nr. 135, stratul 3, bl. O, I. M. Petrila.

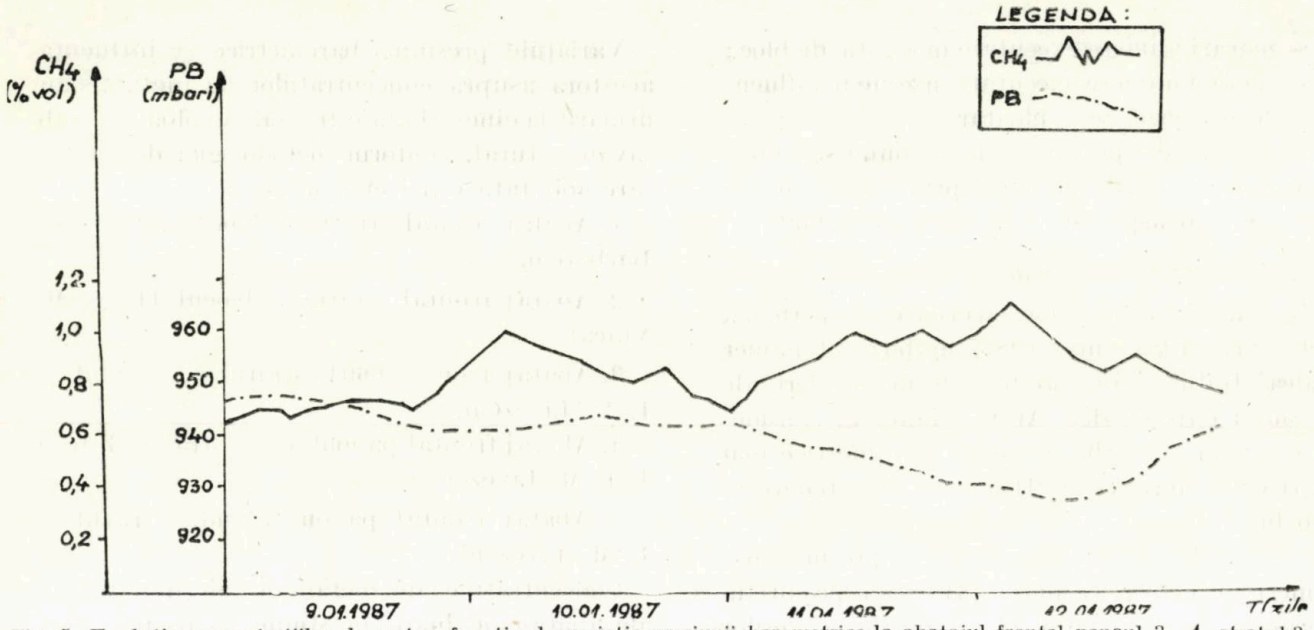


Fig. 5. Evoluţia concentraţiilor de metan funcţie de variaţia presiunii barometrice la abatajul frontal panoul 3—4, stratul 3, felia I, bl. VI — A, I. M. Livezeni.

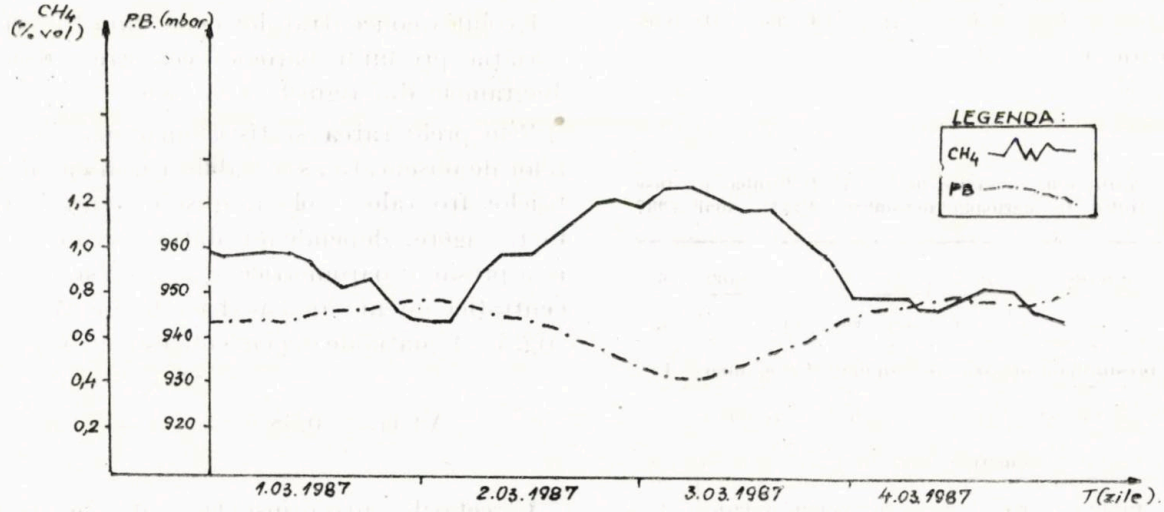


Fig. 6. Evoluţia concentraţiilor de metan funcţie de variaţia presiunii barometrice la abatajul frontal panoul 3—4, stratul 3, felia I, bl. VI — A, I. M. Livezeni.

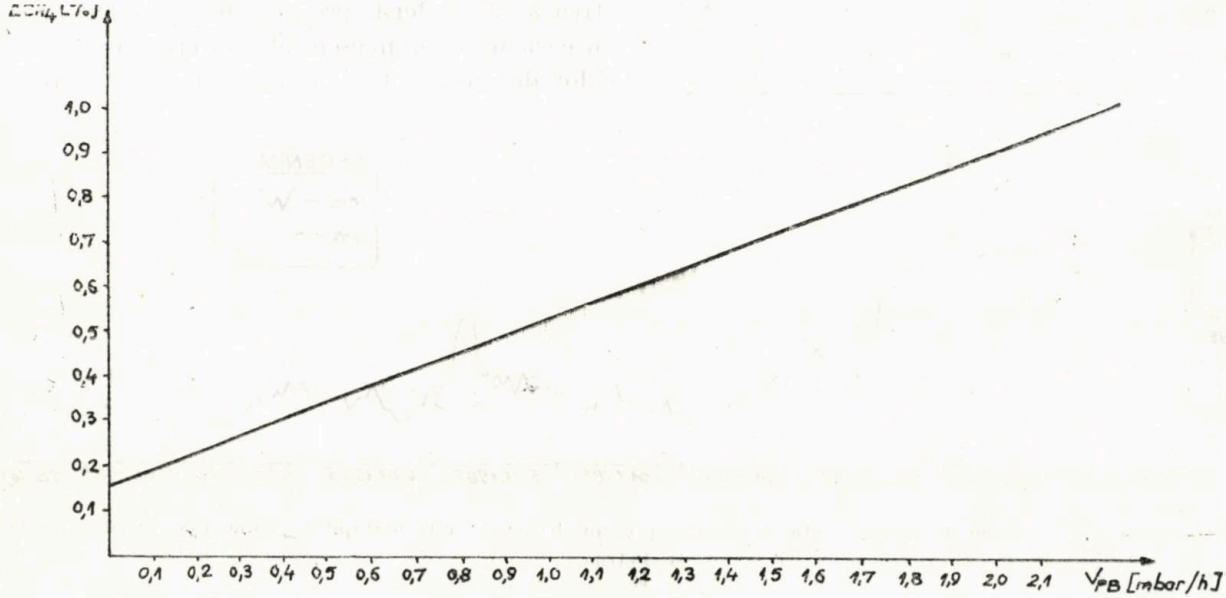


Fig. 7. Dependenţa dintre viteza de scădere a presiunii barometrice şi creşterea concentraţiei de metan la abatajele frontale exploatate sub tavan natural în retragere.

tire nu s-a sesizat influența variației presiunii barometrice asupra emanațiilor de metan.

IV. Măsuri de prevenire și combatere a degajărilor de metan în lucrările miniere cauzate de variația presiunii barometrice

Cercetările întreprinse au demonstrat faptul că variația presiunii barometrice are efect vizibil asupra metanului conținut în stare liberă în golurile existente în spațiul exploatat. În acest context este necesar a se aplica unele soluții tehnice, expeditive, de prevenire și combatere a acumulărilor de metan din spațiul exploatat. Aceste soluții trebuie să se refere atît la asigurarea unui aeraj corespunzător, în sensul asigurării stabilității distribuției debitelor de aer în lucrările miniere subterane, prin realizarea de construcții de aeraj conform normelor în vigoare, cît și la prevenirea și combaterea propriu-zisă a acumulărilor de metan în spațiul exploatat.

Pentru prevenirea acumulărilor de metan în spațiul exploatat se pot aplica următoarele soluții tehnice.

1. Degazarea spațiului exploatat

Ținînd cont de condițiile de exploatare din bazinul Valea Jiului se pot aplica următoarele procedee de degazare :

- captarea metanului prin găuri de sondă forate în acoperișul stratului ;
- captarea metanului prin conducte perforate pierdute în spațiul exploatat.

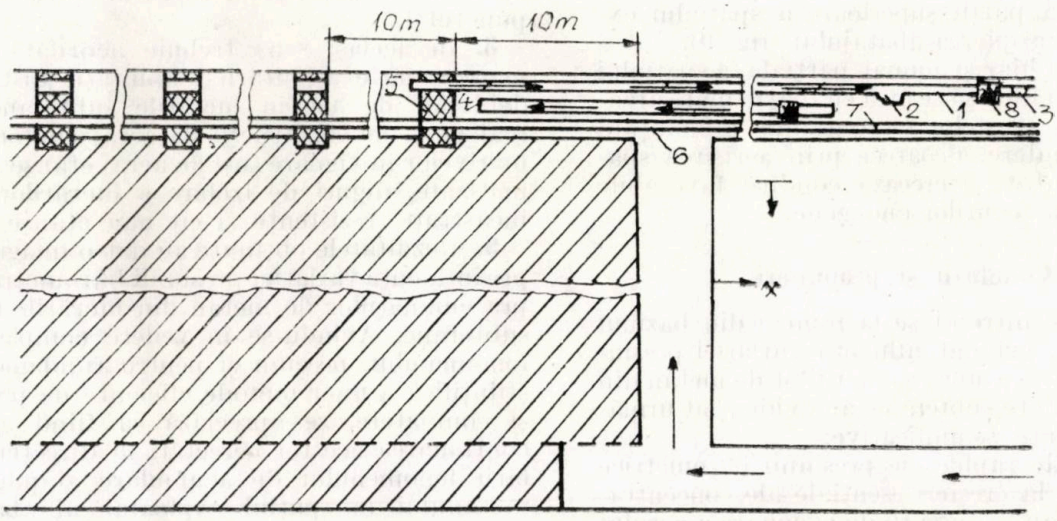


Fig. 8. Schema de principiu a combaterii acumulărilor de metan în partea superioară a spațiului exploatat : *1* — coloană aspirantă de aeraj; *2* — dispozitiv de reglare a concentrațiilor de metan; *3* — detector de metan; *4* — coloană refulantă de aeraj; *5* — blinduri; *6* — conductă de degazare; *7* — ventil de reglare; *6* — ventil pneumatic.

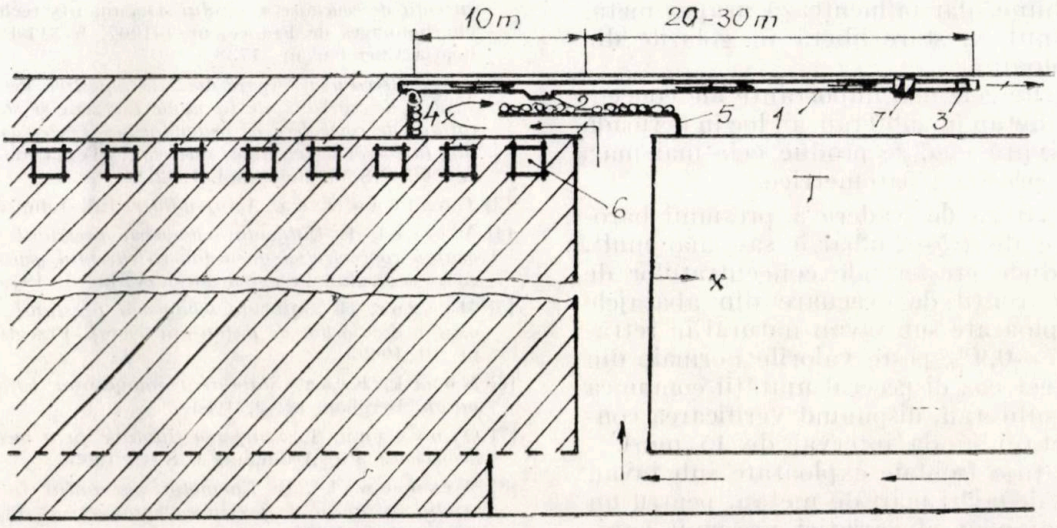


Fig. 9. Schema de combatere a acumulărilor de metan în partea superioară a spațiului exploatat în apropierea abatajului: *1* — coloană aspirantă de aeraj; *2* — dispozitiv de reglare a concentrațiilor de metan; *3* — detector de metan; *4* — paravan; *5* — perete despărțitor; *6* — stive; *7* — ventilator.

2. Prelucrarea hidraulică a rocilor din acoperișul stratului de cărbune

Prelucrarea hidraulică a rocilor constă în reducerea consolei acoperișului principal ca urmare a scăderii rezistenței rocilor și formării zonelor de minimă rezistență, prin injectarea apei sub presiune. În acest mod surparea rocilor din acoperiș se face mai uniform, reducîndu-se pericolul de formare de goluri în spațiul exploatat, goluri care sînt capabile să înmagazineze cantități mari de metan.

În cazul metodelor de combatere a acumulărilor de metan din spațiul exploatat, în stadiul actual de cunoaștere a problemei s-au considerat ca aplicabile :

— aerisirea părții superioare a spațiului exploatat combinată cu degazarea zonei (fig. 8);

— aerisirea părții superioare a spațiului exploatat în apropierea abatajului (fig. 9).

Aerisirea, chiar și numai parțială, a spațiului exploatat, trebuie să se facă cu foarte mare atenție în cazul stratelor cu tendință pronunțată de autoaprindere, deoarece prin aerisirea spațiului exploatat se crează condiții favorabile de apariție a focurilor endogene.

Concluzii și propuneri

Cercetările întreprinse la minele din bazinul Valea Jiului, privind influența variației presiunii barometrice asupra emanațiilor de metan din lucrările miniere subterane, au evidențiat următoarele aspecte semnificative.

1. Scăderile rapide ale presiunii barometrice pot conduce la creșteri esențiale ale concentrațiilor de metan în curenții de evacuare a aerului viciat din abatajele frontale exploatate sub tavan natural în retragere.

2. Variațiile presiunii barometrice nu influențează asupra desorbției metanului din masivul de cărbune, dar influențează asupra metanului conținut în stare liberă în golurile din spațiul exploatat.

3. Creșterile cele mai importante ale concentrațiilor de metan în subteran au loc în perioada iarnă-primăvară cînd se produc cele mai mari scăderi ale presiunii barometrice.

4. Dacă viteza de scădere a presiunii barometrice este de 1,5—2 mbar/h sau mai mult, se pot produce creșteri ale concentrațiilor de metan în curenții de evacuare din abatajele frontale exploatate sub tavan natural în retragere, cu 0,7—0,9% peste valorile normale din zonă. În acest caz dispecerul unității comunică situația în subteran, dispunînd verificarea controlului metanului (la interval de 15 min).

5. În abataje frontale exploatate sub tavan natural, cu degajări mari de metan, pentru un control permanent al variației presiunii barometrice se vor monta traductoare de presiune în galeria de evacuare a aerului viciat, la o distanță față de frontul de lucru de cel mult 10 m. Înregistrarea presiunii barometrice se va face în regim automat sau în regim de interogare manuală.

6. Influența variației presiunii barometrice asupra emanațiilor de metan din subteran în lucrările de pregătire, atît în cărbune, cît și în steril, sau în abataje frontale exploatate sub tavan natural în avans nu a fost sesizată.

7. Pentru prevenirea și combaterea acumulărilor de metan în spațiul exploatat, care sub influența variației presiunii barometrice pot conduce la creșterea concentrațiilor de metan la valori ce depășesc limitele admise de normele în vigoare, în stadiul actual de cunoaștere se apreciază că se pot aplica măsurile prezentate la punctul 4.

8. În același sens trebuie acordată o mai mare atenție asigurării stabilității distribuției debitelor de aer în lucrările subterane, prin realizarea de construcții de aeraj conform normativelor în vigoare (uși de aeraj etanșe și automatizate, diguri de izolare a lucrărilor vechi, încastrate, rezistente și cît mai etanșe etc.).

9. Rezultatele obținute au dat o imagine despre influența variației presiunii barometrice asupra emanațiilor de metan din lucrările miniere subterane. Avîndu-se în vedere complexitatea fenomenului, precum și pentru fundamentarea științifică a unor metode eficiente de prevenire și combatere, se apreciază ca fiind necesară continuarea acestor cercetări în direcția modelării fenomenului de acumulare și migrare a metanului în spațiul exploatat al abatajelor frontale exploatate sub tavan natural.

Bibliografie

[1] Bruyet, B. *Anomalii ale concentrației de metan în curenții de evacuare a aerului.* Documents techniques des charbonnages de France, nr. 6/1967, F 311-F 121. Publicația Cherchar nr. 1738.

[2] * * * *Cercetarea degajărilor intempestive de metan din stratele de cărbuni de la mina Livezeni și stabilirea soluțiilor de combatere a acumulărilor periculoase de metan în lucrările miniere subterane.* Temă de cercetare, C.C.I.T.P.S.M., Petroșani, 1982.

[3] Gontean, Z. ș.a. *Aeraj minier.* Ed. tehnică, 1980.

[4] Marcol, I. *Influența schimbării presiunii barometrice asupra concentrației de metan în curentul general de evacuare a aerului.* Przeglad gorniczy, nr. 6, 1976.

[5] Myszor, H. *Influența schimbării presiunii barometrice asupra degajărilor de metan din abataj.* Przeglad gorniczy, nr. 10, 1969.

[6] Noack, K. ș.a. *Stăpînirea emanațiilor barometrice de metan.* Bergbau, nr. 9, 1981.

[7] Oroveanu, T. *Scurgerea fluidelor prin medii poroase neomogene.* Ed. Academiei R.S.R., 1963.

[8] Wisniewski, B. *Emanația metanului în zona abatajului în funcție de presiunea barometrică.* Przeglad gorniczy, nr. 5, 1980.

Lucrări geologice speciale privind realizarea tiranților pretensionați ancorați în foraje

Ing. Ira Mihail
Întreprinderea de foraje și lucrări geologice speciale București

I. Prezentarea metodei

Tiranții pretensionați ancorați în foraje își au originea în tiranții simpli nepretensionați, a căror utilizare este semnalată din anul 1918 în legătură cu asigurarea tavanului minei Mir din Silezia Superioară.

În anul 1934, după o idee a lui M. Coyne, a fost consolidat barajul Cheurfas (Algeria) cu tiranți pretensionați de mare capacitate (1 000 t), realizare deosebită pentru acea epocă, datorită necesității executării unor foraje cu diametru mare, confecționării și punerii în loc a unor tiranți de peste 50 m lungime și terenului marnos în care s-a făcut ancorarea.

Din anul 1950, procedeul a fost utilizat la tot mai multe lucrări de construcții cu caracter definitiv sau provizoriu.

O listă întocmită de Portier [8], privind tiranții definitivi, executați de firma Solétanche, pînă în anul 1974, atinge cifra de 100 de aplicații la baraje, pereți de chei, pereți de susținere, radiere și tuneluri.

Firme ca Solétanche, Bachy (Franța), Atlas Copco (Suedia), Böhler (Austria), Universal Anchorage Company (Anglia), Dividag (R.F.G.) se specializează în ancorări cu tiranți în foraje și numai în Europa, în perioada 1953—1972, au apărut 35 brevete privind realizarea acestora.

Elaborarea unor normative privind calculul, execuția și controlul tiranților a întîmpinat dificultăți datorită complexității problemei. Astfel, recomandările Securitas (Franța) [13], apărute în anul 1972, au fost revizuite în anul 1977 și completate cu o notă tehnică asupra tehnologiilor de execuție [12], iar în anul 1980, cu modul operator al încercărilor prealabile ale unui tirant [11].

Cercetările întreprinse la noi în țară au condus la stabilirea tehnologiei de execuție a tiranților provizorii pentru ancorarea pereților mulați (lucrări de susținere), care se aplică din anul 1977 pe traseul metroului din București [1].

În anul 1980 INCERC a elaborat „Instrucțiunile privind realizarea tiranților pretensionați ancorați în teren" [10], care sînt în curs de completare.

Procedeul tiranților și-a găsit o rapidă utilizare datorită principiului de funcționare avantajos din punct de vedere constructiv. Acesta are în vedere ca împingerea exercitată pe sprijiniri și forțele de subpresiune să fie preluate de stratul stabil al terenului, prin intermediul tiranților.

Utilizarea soluției cu tiranți prezintă multe avantaje, cum sînt: timp redus de execuție, economii de materiale și manoperă, suplețe. Nu sînt semnalate cazuri de coroziune datorate electroliților din pămînt, aceasta pentru că se folosesc procedee de protecție anticorosivă mai sigure decît cele utilizate în tehnica betonului precomprimat [8]. Avantajele apar și mai evidente în comparație cu soluțiile clasice. Există, totodată, și cazuri în care procedeul tiranților devine soluție unică de fundare, ca în execuția stațiilor de metrou, unde distanța dintre pereții mulați nu permite folosirea spraiturilor.

Problemele în aplicarea tiranților pretensionați sînt:

— stabilirea forțelor pe care trebuie să le preia un tirant (problemă de stabilitate generală, pentru a cărei rezolvare în prezent se folosește metoda Kranz, completată de Lendi);

— stabilirea tehnologiilor de realizare a tiranților, pentru obținerea capacității optime de rezistență la smulgere, în funcție de tipul de rocă și utilajele de forare, injectare și tensionare disponibile;

— durata de serviciu a tiranților (în special a tiranților definitivi), avînd în vedere, pe de o parte, agresivitatea posibilă a apelor subterane (electroliți), iar pe de altă parte sensibilitatea deosebită la coroziune a oțelurilor în stare de tensionare.

II. Alcătuirea, modul de realizare și rolul tiranților

Un tirant pretensionat ancorat în teren este un element de construcție specific, care, aplicat la lucrări de sprijinire sau fundații solicitate în condiții speciale, transmite forțele exterioare, ca împingerea pămîntului, subpresiunea apei, presiunea vîntului etc., terenului de fundare stabil, prin procedeul de pretensionare.

Elementele componente ale unui tirant pretensionat ancorat în teren sînt:

- tirantul propriu-zis (respectiv armătura alcătuită din bare, fascicule de sîrmă sau toroane), care are o lungime liberă deformabilă și o porțiune încastrată în beton. Pe lungimea liberă, armătura trebuie să aibă o alungire constantă, astfel încît să transmită aceeași tensiune de la o extremitate la alta, fără frecări (între ancorajul exterior și capătul lungimii de ancorare). Lungimea de ancorare este porțiunea de-a lungul căreia are loc transferul forței din tirant în bulbul de mortar de ciment, injectat din exte-

rior. Zona de ancorare și bulbul din mortar de ciment alcătuiesc „partea pasivă" a unui tirant ;

● ancorajul exterior sau „partea activă" (constînd din dispozitivul de tensionare-blocare), care permite punerea armăturii sub tensiune și

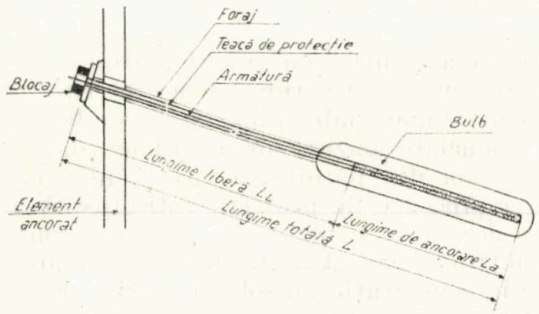


Fig. 1. Schema de principiu a unui tirant pretensionat.

menținerea efortului de pretensionare cu ajutorul dispozitivului de blocare, realizabil fie în sistemul inel-con, fie în sistemul cu bulbi la capetele fasciculului, fie în sistemul piuliță și filet pe tirant.

Execuția unui tirant pretensionat ancorat în teren comportă următoarele operațiuni :

— forarea găurii de introducere a tirantului ;

— confecționarea în prealabil a tirantului conform proiectului și introducerea în foraj ;

— realizarea bulbului prin injectarea mortarului de ciment ;

— tensionarea după întărirea mortarului de ciment și blocarea tirantului ;

— protecția anticorosivă a ancorajului exterior (etapă în care se execută și protecția anticorosivă a lungimii libere, dacă nu s-a făcut în faza de confecționare).

Prin pretensionarea tirantului se mobilizează rezistența pasivă a terenului în care a fost încastrat bulbul. Forța de pretensionare, fiind transmisă construcției, echilibrează forțele exterioare (împingerea pămîntului, subpresiunea apei) luate în considerare cu valorile lor maxime.

Alungirea zonei libere consumîndu-se în timpul pretensionării, deplasarea construcției sub efectul forțelor exterioare, după blocarea tiranților, este — în mod practic — împiedicată. Acest echilibru are loc atîta timp cît capacitatea de rezistență la smulgere a tiranților este asigurată, pierderile de tensiune în timp fiind neglijabile.

III. Capacitatea de rezistență la smulgere a tiranților

Secțiunea armăturii se calculează în funcție de forța la care trebuie să lucreze tirantul în exploatare (max. 60% din forța corespunzătoare limitei de elasticitate a armăturii, pentru tiranții definitivi, și 70%, pentru tiranții provizorii), alegîndu-se tipul de armătură : bare, fascicule de sîrmă sau toroane.

Aderența oțel-mortar de ciment, fiind în general de ordinul a 10—20 daN/cm², alunecarea armăturii nu este posibilă în bulb. Această aderență poate crește prin utilizarea barelor profilate sau prin dispunerea sinusoidală a sîrmelor pe zona de ancorare.

În ceea ce privește mortarul de ciment, care alcătuiește bulbul, se impune :

● o calitate superioară a cimentului și a eventualilor aditivi ;

● o bună proporție de amestec între apă, ciment și aditivi ;

● realizarea bulbului prin procedeul injecțiilor ;

● modul de solicitare a bulbului bine determinat (în funcție de tipul de tirant, acesta poate fi supus la eforturi de întindere sau la eforturi de compresiune).

Primul deziderat se referă la alegerea cimentului adecvat în funcție de agresivitatea cimentului față de armătură și de agresivitatea electroliților din teren față de ciment.

Eventualii aditivi (utilizați în scopul fluidizării amestecului pentru creșterea razei de acțiune a suspensiei, prevenirii separării componenților sau micșorării timpului de priză) nu trebuie să conțină nici un element agresiv față de oțeluri sau cimenturi.

Celelalte deziderate sînt de ordin tehnologic, comune cu cele privind realizarea unei rezistențe cît mai mari la tăiere între bulb și teren, pentru care optimizările depind de :

— natura terenului (relația roci-nivel hidrostatic) ;

— performanțele utilajului și tehnica de forare ;

— presiunea de injectare a mortarului.

Lungimea de ancorare în teren se stabilește plecînd de la rezultatele încercărilor de smulgere „in situ" și care dau, pentru diferitele sisteme cu tiranți și tipuri de roci, datele necesare (frecarea laterală limită unitară sau tracțiunea limită pe metru liniar de ancoraj).

Dacă din punctul de vedere al tipurilor de tiranți și al diverselor soluții constructive, literatura de specialitate oferă destule date, în ceea ce privește tehnologiile concrete de lucru și de confecționare a diverselor dispozitive, recomandările au caracter de generalitate.

Pentru introducerea procedeului tiranților pretensionați ancorați în teren la diverse lucrări de fundare sînt necesare experimentări care să permită atît elucidarea comportării ansamblului tirant-mortar de ciment-teren, cît și stabilirea tehnologiei de realizare pentru fiecare situație (tipul de construcție, teren de fundare, utilaje existente).

IV. Tiranți experimentali

Printre numeroasele domenii de aplicare a tiranților pretensionați ancorați în teren este și ancorarea radierului unui doc uscat pentru împiedicarea deplasării verticale a acestuia generate de subpresiunea apei. Prin reducerea

grosimii radierului (a consumului de beton armat, timp etc.) această ancorare reprezintă o soluție de mare eficiență tehnică și economică. Astfel, la un doc uscat pentru reparații de nave de mare tonaj (pînă la 250 000 tdw), ținîndu-se seama de dimensiunile sale (350 × ×60 m) și de suprafața radierului, situată la adîncimea de 10 m sub nivelul mării, a fost proiectat un radier ancorat subțire de 1,8 m, față de 7,8 m în cazul soluției clasice cu radier de greutate.

Proiectul a fost întocmit de I.P.T.A.N.A. în anul 1982, urmărindu-se sporirea capacității de reparații la șantierul naval respectiv.

Pentru ca numărul tiranților să fie cît mai redus, un tirant urma să preia o sarcină de exploatare de 1 390 kN. Radierul a fost ancorat cu 1 224 tiranți dispuși într-un caroiaj cu latura de 3,5 m.

În acest scop s-a realizat și experimentat „in situ" un număr de 10 tiranți de probă, urmărind stabilirea tipului de tirant, procedeul tehnologic de forare-injectare, determinarea capacității de rezistență la smulgere și comportarea în timp, sub încărcări ciclice, a tiranților (simularea solicitărilor provenite din umplerea și scoaterea apei din doc) și terenului din jurul tirantului la tensionare.

V. Forarea găurilor pentru introducerea tiranților de probă

Terenul din amplasamentul docului uscat este alcătuit din formațiuni sedimentare calcaroase (sarmațiene), foarte eterogene ca structură, comportare fizică, continuitate litologică și permeabilitate.

Din tabelul 1 rezultă că alternanța de calcare dure, oolitice, cretoase, cochilifere sau marnoase face parte din grupa rocilor grele și semigrele, absorbante și cu rezistență slabă la compresiune. Este caracteristică prezența golurilor de dizolvare și a fisurilor.

Cercetările hidrogeologice au pus în evidență circulația prioritară orizontală a apelor frea-

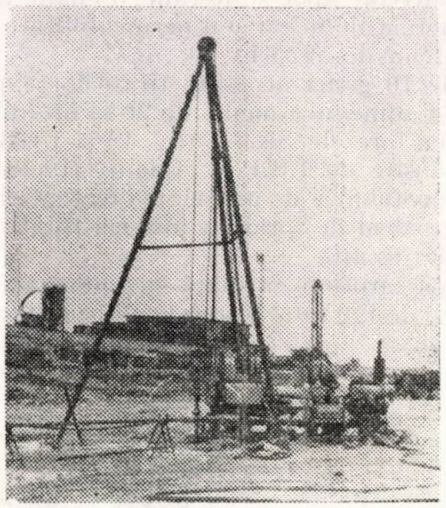


Fig. 2. Executarea forajelor cu echipament de prelevat carote SKB-4.

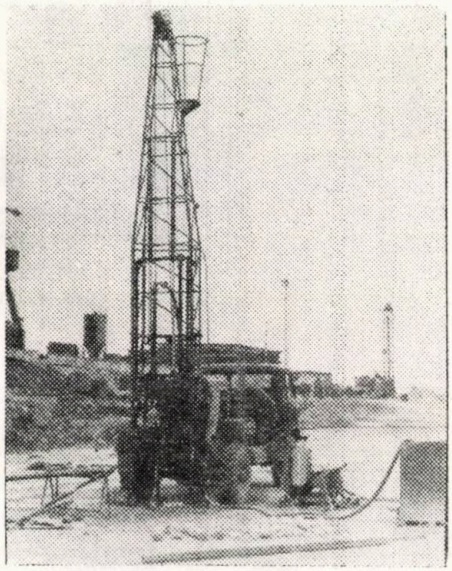


Fig. 3. Foreza UGB-50.

Tabelul 1

Caracteristicile fizico-mecanice ale calcarelor din amplasamentul docului uscat

Tipul de calcar		Compact	Cochilifer	Cretos	Marnos	Oolitic
Densitatea, g/cm³	limite	2,0—2,64	1,5—2,6	—	2,05—2,3	1,45—1,95
	media	2,4	2,2	2,43	2,15	1,8
Absorbția de apă, %	limite	0,7—26,5	1,5—18,5	—	—	2,5—18,5
	media	5	6,0		4,0	8
Rezistența la compresiune, daN/cm²	limite	125—550	40—510	—	70—375	30—170
	media	300	175	275	200	80
Modulul de elasticitate-deformație, E, daN/cm²		43 000—128 000				

tice, nivelul apei subterane oscilant în raport cu fluctuațiile mării și o permeabilitate medie a calcarelor de $592{,}64 \times 10^5$ m/s.

Cele 10 găuri necesare tiranților experimentali cu adîncimea medie de 20 m au fost practicate cu forezele SKB-4 (fig. 2) și UGB-50 (fig. 3), folosite de I.S.P.H. București pentru studiile geotehnice de adîncime efectuate în zonă.

Procedeul de forare a fost cel rotativ cu circulație de apă.

Sapa carotieră, armată cu vidia, a avut diametrul de 146 mm. Forajele au fost executate în

După forarea găurilor s-a încercat injectarea și umplerea lor cu o pastă de ciment, cu scopul de a colmata golurile mari și a reduce astfel permeabilitatea terenului din jurul forajului. Inițial s-a utilizat o pompă tip Hăny cu care, în forajul F-8, s-au injectat circa 2 000 kg pastă de ciment (avînd raportul apă/ciment de 0,5). Umplerea golurilor nu s-a putut realiza, iar după 24 de ore s-a constatat spălarea completă a pastei de ciment, datorită circulației apei subterane.

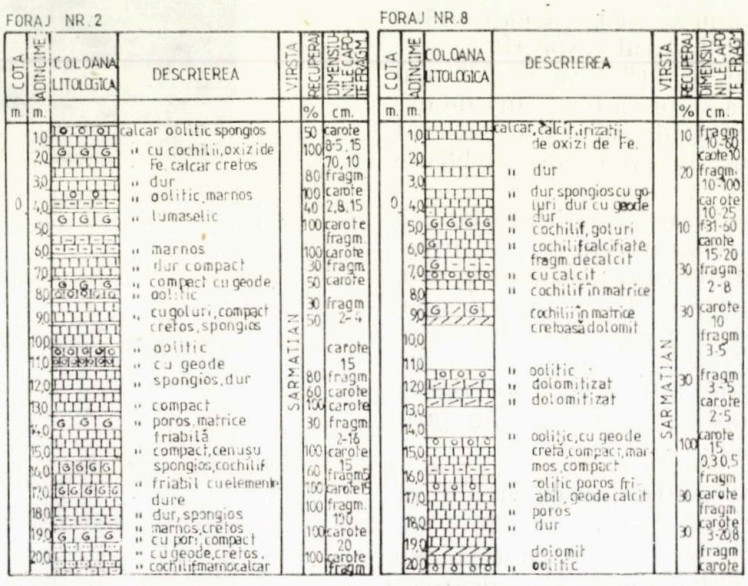


Fig. 4. Coloana litologică a forajelor F-2 și F-8.

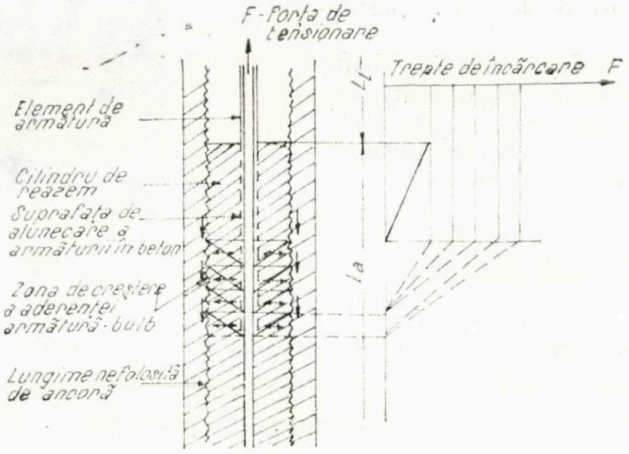


Fig. 5. Modul de transfer al efortului de la armătură la bulb [2].

perimetrul viitorului doc, înainte de începerea excavațiilor.

Carotajul a fost continuu, pentru urmărirea în detaliu a litologiei. În figura 4 se prezintă coloanele litologice întocmite pentru forajele F-2 și F-8.

În toate forajele s-au întîlnit goluri mari (cu recuperare zero) la diverse adîncimi, fără a se putea efectua corelări ale frecvenței golurilor la o anumită adîncime.

Acest lucru a determinat testarea unei rețete de mortar alcătuit din apă, ciment și nisip, la care s-a adăugat bentonită și silicat cu rolul de a preveni separarea componenților la contactul cu apa, astfel că, în final, s-a reușit umplerea cavernelor. Valoarea medie a rezistenței la compresiune pe cub, după menținerea probelor de mortar în apă la temperatura de + 15°C, timp de 28 de zile, a fost de 150 daN/cm².

După obținerea umplerii găurilor de foraj și întărirea mortarului de ciment s-a executat reforarea, pentru introducerea tiranților.

VI. Executarea tiranților

Alegerea tipului de tirant utilizat s-a bazat pe următoarea constatare [2]: forțele mari suportate de tiranții ancorați în roci dure rezultă din faptul că, la tensionare, pe zona de intrare a armăturii în bulb, se produce o fisurare (fig.5) transferîndu-se forța de tensionare într-un punct situat dincolo de zona de fisurare. Prin presiuni laterale, cilindrul de rezemare realizat acum în lungul zonei de fisurare împiedică smulgerea armăturii, luînd naștere forțe care conduc la creșterea aderenței mortar de ciment-oțel pe aceeași zonă, așa cum se poate vedea în figura 5.

Tiranții ancorați în roci nu necesită o protecție specială pe lungimea de ancorare. Din cauza prezenței apei de mare corosive, pentru creșterea siguranței și evitarea pătrunderii pe eventualele fisuri din bulb a apei, tiranții experimentali de la docul respectiv au fost introduși, pe lungimea de ancorare, într-un tub ondulat cu diametrul de 110 mm, flexibil, din polietilenă cu ondulații paralele în trepte. Tubul închide etanș armătura față de apa din foraj, prin folosirea unui con de protecție la partea inferioară și prin manșonarea tubului pe dopul care separă lungimea liberă de lungimea de ancorare. Pe lungimea liberă, armătura a fost protejată cu o teacă-lisă de polietilenă, care, fixată pe dopul de etanșare, are și rolul de a permite alungirea liberă, fără frecări, a fasciculului la tensionare, iar după blocare se umple cu un produs de protecție.

S-au experimentat două tipuri de tiranți, prezentați în figura 6, alcătuiți din fascicul de sîrmă 48 SBP 1∅7 sau 48 SBP 1∅5.

● Tiranții tip *A* s-au caracterizat prin dispoziția sinusoidală a sîrmelor (pe lungimea de ancorare), obținută cu ajutorul unor distanțieri și prin fasonarea cu bucle de capăt a sîrmelor (fig. 7).

● Tiranții tip *B* (fig. 8) au avut o dispoziție paralelă a sîrmelor pe toată lungimea, iar la partea de jos a lungimii de ancorare sîrmele tăiate și bulbuite cu mașina de bulbuit au fost trecute printr-o placă de fund. Ambele tipuri au fost executate din fascicul 48 SBP 1∅7 și din fascicul 48 SBP 1∅5 (tab. 2) deoarece la data la care s-au făcut experimentările, dispozitivele de tensionare inel-con pentru fascicul de 48 SBP 1∅7 erau în curs de omologare în cadrul INCERTRANS.

Pentru stabilirea lungimii de ancorare, s-au executat tiranți cu lungimea de ancorare de 4 pînă la 8 m (tab. 2).

După forarea, injectarea cu mortar și reforarea găurilor, tiranții au fost introduși în teren și injectați cu o pastă de ciment avînd raportul apă/ciment de 0,5. Cantitățile de pastă de ciment injectate au fost de 500 pînă la 3 375 kg, în funcție de gradul de colmatare a golurilor și a

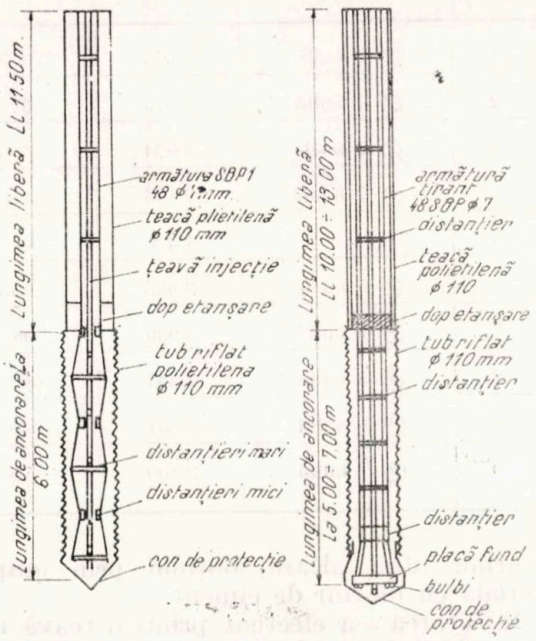


Fig. 6. Tipurile *A* și *B* de tiranți experimentali.

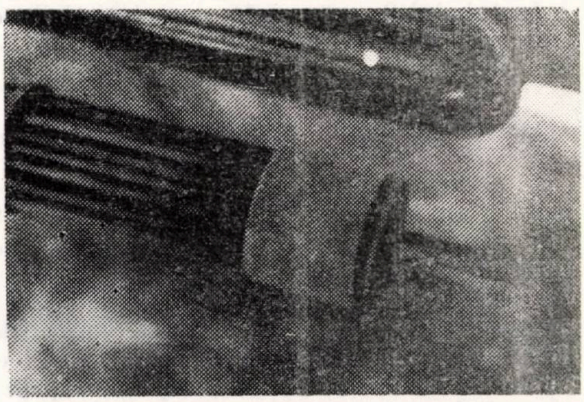


Fig. 7. Tiranți cu bucle de capăt și tiranți cu placă de fund.

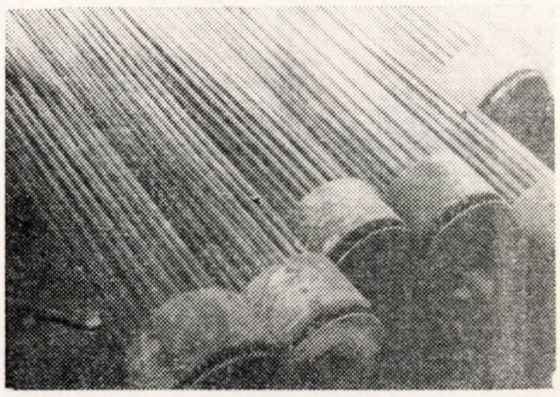


Fig. 8. Tiranți cu placă de fund și sîrmele bulbuite.

Tabelul 2

Caracteristicile principale ale tiranților de probă

Nr. tirant	Fascicul 48 SBP 1 tip	Cantit. mortar, kg	Cantit. pastă de injecție, kg	Lungimea totală a tirantului, m	Lungimea de ancorare, m	Lungimea liberă, m	Forța max. de încercare la tensionare, kN
1	∅ 7 bulbi	1 073	3 375	15	8	7	3 000
2	∅ 7 bulbi	1 073	675	12	7	5	3 400
3	∅ 7 bucle	3 934	675	13,5	7	6,5	—
4	∅ 7 bucle	2 146	3 150	18	5	13	1 550
5		1 430	—	—	—	—	—
6	∅ 5 bucle	3 985	935	17,5	7,38	10,12	1 550
7	∅ 7 bulbi	6 939	2 084	17,0	4,05	12,95	3 400
8	∅ 5 bulbi	1 487	1873	16,0	4,32	11,68	1 600
9	∅ 5 bulbi	2 861	810	16,0	5,6	10,5	1 500
10	∅ 7 bulbi	3 100	510	17,0	8,24	8,76	2 900

fisurilor (din calcare) obținut prin umplerea inițială cu mortar de ciment.

Injectarea s-a efectuat printr-o țeavă metalică aflată în axul tirantului, utilizîndu-se o pompă de injecție Derihon.

În tabelul 2 se prezintă caracteristicile constructive ale tiranților experimentați la docul menționat.

VII. Tensionarea tiranților experimentali

1. *Pentru stabilirea capacității de smulgere din teren*, s-au încercat tiranții T6, T7, T8, T9 și T10. Forța de rupere a armăturii pentru fasciculul de sîrmă 48 SPB 1 ∅ 5 este de 1 865 kN, iar pentru fasciculul 48 SBP 1 ∅ 7 de 3 470 kN. Pentru atingerea forței de rupere, s-au utilizat patru prese de 1 000 kN, dispuse pe un bloc de beton de 3,0 × 3,0 × 1,75 m, acționînd prin intermediul unei grinzi asupra dispozitivului inelcon montat pe tirant (fig. 9).

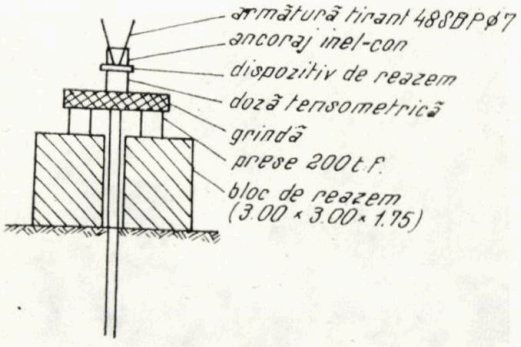


Fig. 9. Schema dispozitivului de reacție și tracțiune.

Efortul din tirant a fost măsurat cu o doză tensometrică, montată între dispozitivul inelcon și grindă (fig. 10).

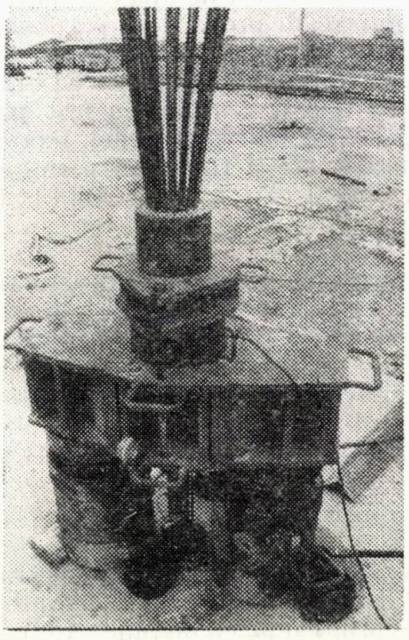


Fig. 10. Dispozitiv de reacție și tracțiune.

La nici unul din tiranți, pînă la forța maximă de încercare (tab. 2), nu s-a constatat alunecarea din teren. Diagramele forță de tensionare-alungire armătură prezentate în figura 11 au indicat o bună comportare atît a tiranților cu bucle de capăt și dispoziție sinusoidală a sîrmelor, cît și a tiranților cu placă de fund și dispoziție paralelă a sîrmelor.

Aspectul diagramelor a fost influențat de faptul că pe măsură ce cursa pistonului preselor de 1 000 kN era terminată, încercarea a fost reluată după adăugarea de plăci metalice, iar la forțe mari viteza de ieșire a pistonului fiecărei prese nu a fost constantă. Cu toate acestea se poate observa caracterul liniar al diagramei, de la primele trepte de forță, ceea ce indică menținerea constantă a lungimii libere. Așa cum am arătat la capitolul VI, Herbst [2] explică aceasta prin apariția unor forțe de sprijin (fig. 5) care fac ca lungimea de ancorare să nu crească la primele trepte de încărcare și tiranții ancorați în roci să aibă o rezistență mare la smulgere.

La decopertarea tiranților de probă, s-a putut observa fisurarea betonului la intrarea armăturii în bulb (fig. 12.)

2. *Încercările pentru stabilirea comportării tiranților sub efectul unor solicitări ciclice în timp* s-au executat utilizîndu-se un dispozitiv alcătuit din 2 blocuri de beton ($3 \times 3 \times 1{,}3$ m) dispuse la 11 m unul de altul (fig. 13). Central, în dreptul tirantului, s-a executat un bloc de $3 \times 3 \times 1{,}75$ m pe care s-au dispus patru grinzi „Paine" de 17,05 m și două grinzi de 10 m.

Ansamblul de grinzi a fost rigidizat cu cadre metalice. Încărcarea ciclică a fost realizată prin intermediul a patru prese de 2 000 kN, dispuse pe blocurile laterale și acționînd asupra grinzilor „Paine".

Tirantul a fost încărcat pînă la 1 200 kN, prin intermediul a două prese de 1 000 kN, care acționau asupra unei grinzi în cruce. Între grinda în cruce și ancorajul tip inel-con s-a montat doza tensometrică. Încercările au constat din

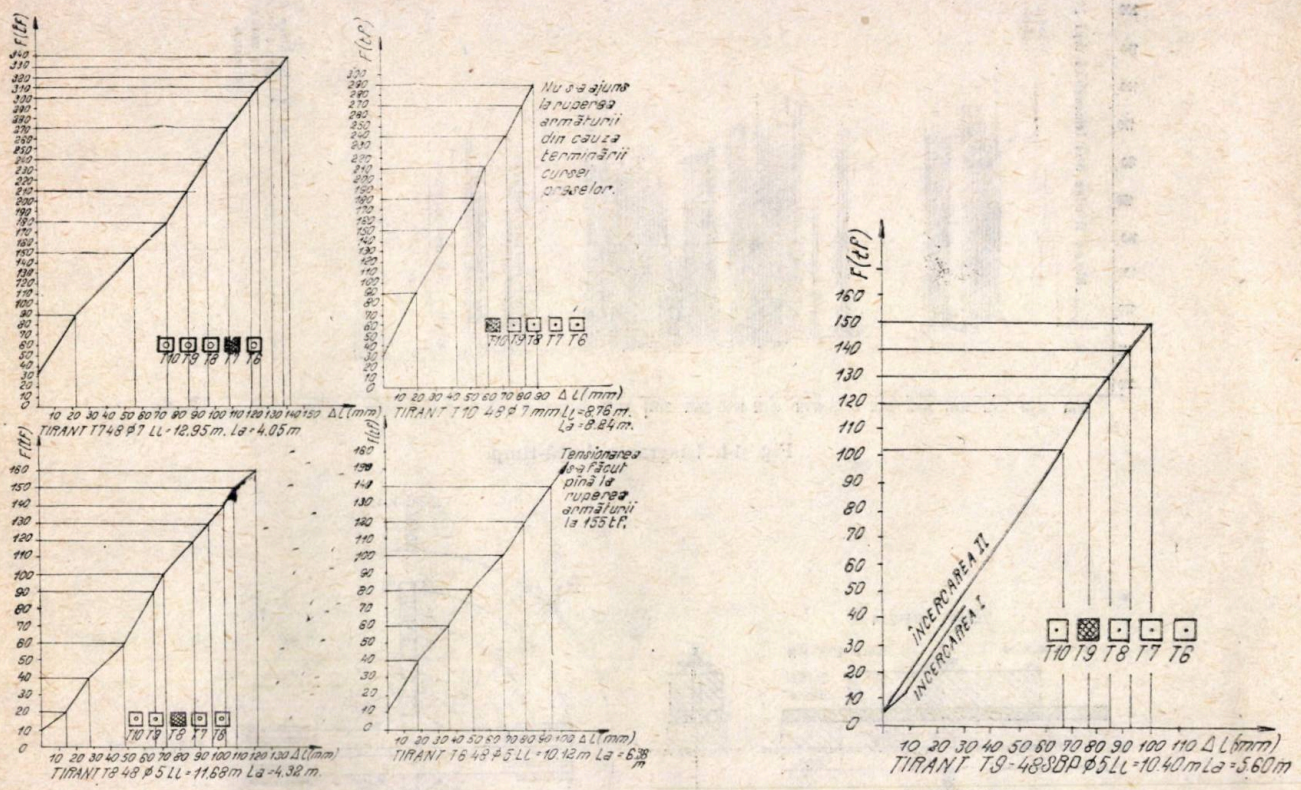


Fig. 11. Diagrame obținute la tensionarea tiranților nr. 6; 7; 8; 9 și 10.

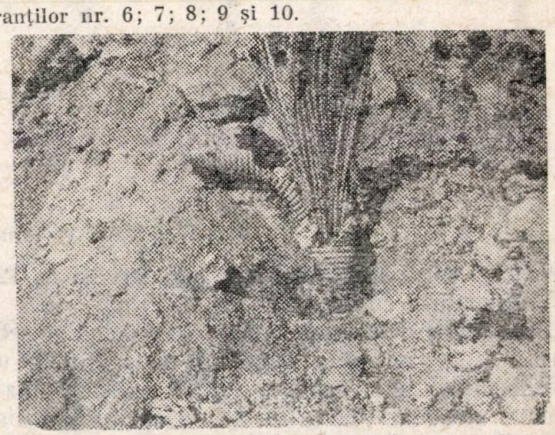


Fig. 12. Descopertarea tiranților de probă — zona de intrare a fasciculului în bulb.

Fig. 13. Dispozitiv pentru stabilirea comportării tiranților sub efectul solicitărilor ciclice în timp.

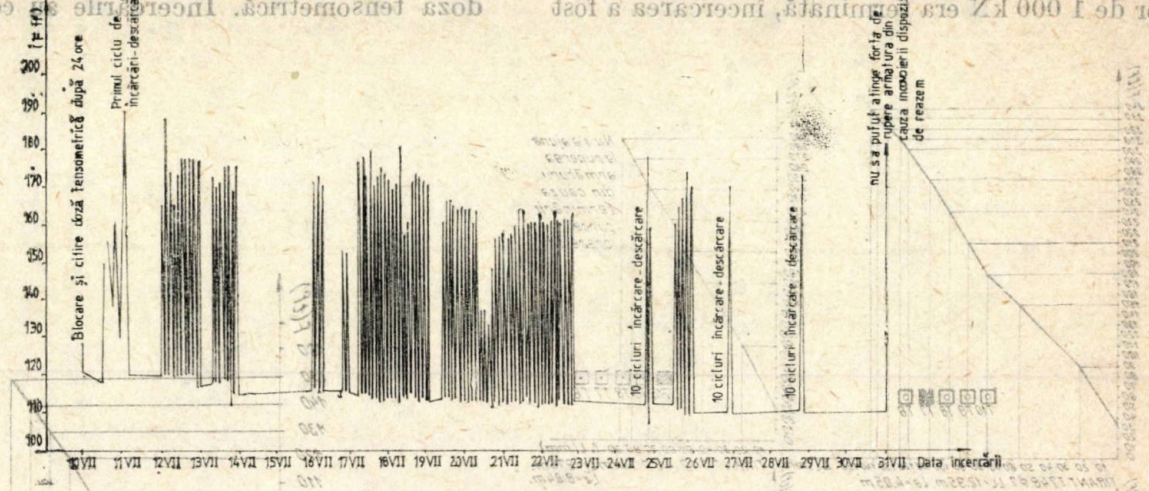


Fig. 14. Diagrama forță-timp.

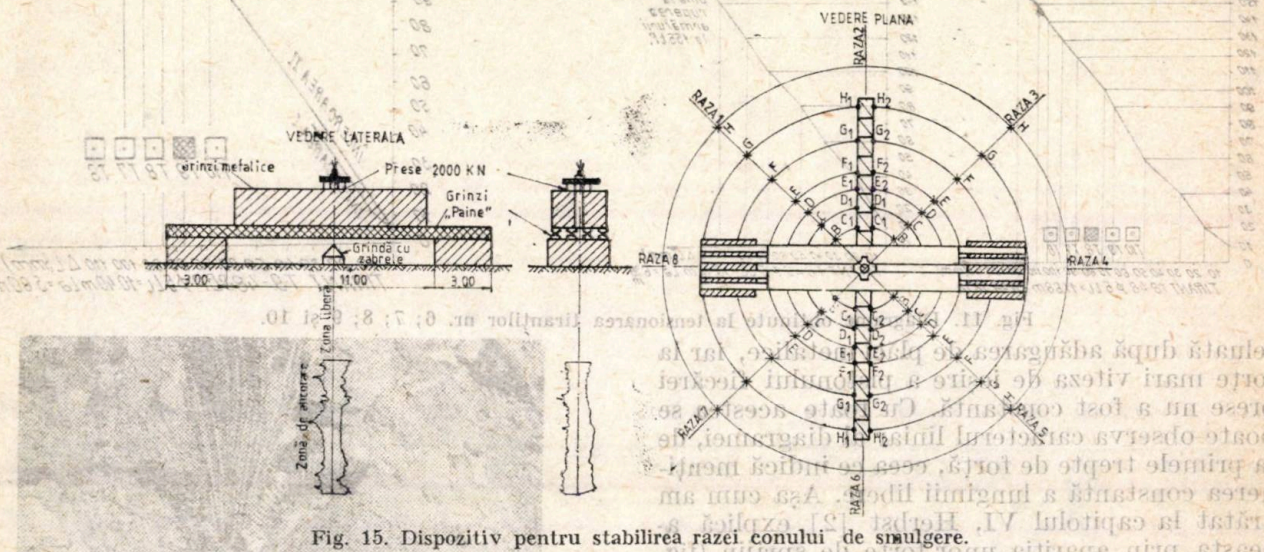


Fig. 15. Dispozitiv pentru stabilirea razei conului de smulgere.

încărcări pînă la 1 900 kN și descărcări la 1200 kN, efectuate zilnic timp de 21 zile.

Diagrama forță-timp (fig. 14) indică o reducere a efortului de la 1 200 kN în tirant la 1 007 kN. Această reducere a rezultat și din exploziile pentru derocări care au avut loc în imediata apropiere a punctului de încercare. Pe baza unei reprezentări semilogaritmice s-au estimat reduceri ale efortului în tirant de 7%, după 100 zile, și de încă 7%, în prognoză, după 50 de ani.

3. Cu ajutorul unui dispozitiv prezentat în figura 15, s-a încercat *stabilirea razei conului de smulgere a rocii antrenate de bulbul tirantului*, la tensionare. În acest scop s-au montat pe o grindă cu zăbrele (fig. 15) 28 fleximetre cu precizia de 0,1 mm, pentru măsurarea deplasărilor terenului. Deplasările măsurate au fost de ordinul 0,3—0,4 mm, pe toată lungimea de 18 m a grinzii cu zăbrele. Înregistrările efectuate în trepte, pînă la forța de 3 200 kN, nu au condus la conturarea unei suprafețe de rupere a rocii.

Concluzii

Articolul prezintă principiile de bază privind metoda ancorării și realizarea tiranților pretensionați experimentali în vederea stabilirii tehnologiilor de execuție și verificării parametrilor de proiectare pentru ancorarea radierului unui doc uscat.

Pe baza rezultatelor cercetărilor, pentru ancorarea radierului s-a folosit tipul de tirant *B*, la care s-a constatat o mai bună înglobare a plăcii de fund și a sîrmelor bulbuite în pasta de ciment întărită. Lungimea s-a stabilit la 6 m. Nu s-a considerat necesară o distribuție sinusoidală, ci dreaptă, a sîrmelor pe lungimea de ancorare. Tehnologia de execuție în roci calcaroase cu goluri și fisurații, tip carst, a necesitat includerea fazei de injectare primară a forajelor cu un mortar format din apă, ciment, nisip, bentonită și silicat, urmată de reforarea găurii, pentru introducerea tiranților. Prezența apei corosive de mare a impus protejarea ar-

măturii, care s-a realizat cu un tub ondulat avînd diametrul de 110 mm, flexibil, cu ondulații paralele în trepte, din polietilenă.

Prin aplicarea tiranților pretensionați ancorați în teren la docul uscat au rezultat importante economii de manoperă, materiale și reducerea timpului de execuție. Soluția cu radier de greutate ar fi însemnat un volum mare de excavații (încă 6 m adîncime) sub nivelul hidrostatic și un consum suplimentar de 90 000 m³ beton.

Ca urmare a cercetărilor efectuate la fundația docului mai sus-amintit atît pentru realizarea unui tip de tirant potrivit acestei situații geologice-tehnice (prin proiectarea și experimentarea tipurilor *A* și *B*), cît și asupra tehnologiilor de execuție (de la forare pînă la tensionare-blocare), s-a stabilit eficacitatea, în acest caz, a tipului de tirant *B* și s-a perfectat metoda ancorării pretensionate în roci, făcînd posibilă aplicarea acestei metode la construirea de docuri în terenuri și condiții de agresivitate electrolitică similare. De asemenea, concluziile obținute prin aceste cercetări permit generalizarea metodologiei (cu experimentarea tehnologiilor aferente) în toate cazurile de raționalizare a fundării construcțiilor, la mari construcții hidrotehnice (baraje) construcții subterane (tuneluri, galerii, puțuri și suitori de mină, depozite de gaze), porturi și cheiuri, precum și la protejarea construcțiilor de căi ferate și drumuri etc.

Bibliografie

[1] Gradin, V. ș.a. *Realizarea ancorajelor pretensionate necesare la construcția Metroului București, elaborarea caietului de sarcini pentru execuția și recepția ancorajelor și pentru instruirea echipelor de lucru.* Referate INCERTRANS, 1974—1977 (nepublicate).

[2] Herbst, T. F. *Tragverhalten von verpressankern.* Proc. 4 th Conf. on soil Mechanics, Budapest, 1971.

[3] Hobst, L., Zajic, J. *Ancorarea în roci.* Ed. tehnică, 1981.

[4] Khaoua, M., Mentel, B., Civard, A. *Les tirants du barrage des Cheurfas: 30 ans de Contrôle et renforcement récent.* Congr. Mec. Sol., Mexico, 1969.

[5] Mihail, I., Botoran, V. *Cercetări și experimentări privind utilizarea ancorajelor pretensionate la susținerea pereților mulați de la Metroul București.* Sesiunea de comunicări INCERTRANS, 1981.

[6] Mihail, I., Rusu, C., Gheorghe, C. *Doc uscat pentru reparații nave de mare tonaj. Studii și experimentări privind stabilirea tehnologiilor de execuție a ancorajelor docului.* Referate ICERTRANS 1982—1986.

[7] Nițoiu, G. ș.a. *Îndreptar pentru proiectarea tiranților de ancoraj utilizați la lucrări de consolidarea taluzelor.* IPTANA, 1974.

[8] Portier, J. L. *Protection des tirants d'ancrage contre la corrosion.* Travaux, 1974.

[9] Somer, P., Graber, F. *Felsanker zur Sicherung des Tasbeckens nr. 3 in Tarbela (Pakistan).* Sckweizerische Bauzeitung, 1978.

[10] * * * *Instrucțiuni tehnice pentru proiectarea și executarea tiranților pretensionați ancorați în teren.* Normativ P 109-80, INCERC.

[11] * * * *L'essai préalable statique de tirant d'ancrage injecté. Projet de Mode opératoire.* 1980.

[12] * * * *Les tirants d'ancrage injectés précontraints.* Note technique du departement sols et fondations, 1979.

[13] * * * T.A. 72 — *Recommendations concernant la conception, le calcul, l'èxecution et le contrôle des tirants d'ancrage.* Établie par Securitas, 1972.

Rolul microgelurilor în comportarea la curgere prin medii poroase a soluțiilor de poliacrilamide parțial hidrolizate

Ing. **Lelia Blank**, ing. **Valeria Constantin**
Institutul de cercetări și proiectări petrol și gaze Cîmpina

În ultimii ani, la Institutul de cercetări și proiectări petrol și gaze—I.C.P.P.G.—Cîmpina s-a studiat o gamă largă de polimeri necesari în procesele secundare și terțiare pentru mărirea recuperării țițeiului din zăcămintele petroliere.

Unul din scopurile acestei cercetări a fost obținerea unei mai bune înțelegeri a mecanismului prin care polimerii îmbunătățesc recuperarea țițeiului și, în felul acesta, să se poată asigura calitatea corespunzătoare a polimerilor românești.

Este cunoscut faptul că soluțiile diluate ale poliacrilamidelor parțial hidrolizate îmbunătățesc recuperarea țițeiului din zăcămînt prin reducerea mobilității apei de injecție atît prin creșterea viscozității acesteia, cît și prin reducerea permeabilității efective a rocii pentru apa de injecție. Acești polimeri sînt adsorbiți sau, mai corect spus, sînt reținuți în porii rocii [1], astfel încît mobilitatea apei de injecție se reduce cu mult mai mult decît ar fi de așteptat numai din creșterea viscozității datorate prezenței polimerului. Această reducere a mobilității apei de injecție îmbunătățește dezlocuirea țițeiului și mărește eficiența inundării volumetrice a zăcămîntului.

În timpul testelor de curgere prin medii poroase a soluțiilor apoase de poliacrilamidă s-a observat un alt efect care este, de asemenea, important în recuperarea țițeiului. S-a constatat că soluțiile diluate ale poliacrilamidelor parțial hidrolizate la viteze mari de injecție sînt pseudodilatante [2; 3]. Aceasta înseamnă că viscozitatea soluției crește în mod aparent cu creșterea vitezei de curgere. Fenomenul a fost observat numai în cazul în care mediul poros conține polimer adsorbit și se datorează, în principal, polimerului reținut în structura poroasă. Aceleași soluții sînt newtoniene sau chiar plastice cînd curg prin tuburi capilare sau în viscozimetrele capilare standard, unde fenomenul de adsorbție sau reținere nu are loc. O explicație posibilă a fenomenului de pseudodilatanță, observat în mediu poros, este aceea că moleculele de polimer reținute

în canalele porilor tind să se descolăcească sub influența gradienților de viteză [4]. Pînă în prezent acest mecanism este singurul care explică rezultatele experimentale.

O altă ciudățenie în comportarea polimerilor în mediu poros o reprezintă diferența mare dintre dimensiunile macromoleculelor și dimensiunile canalelor porilor. Deși polimerii au molecule mari, avînd mase moleculare de cîteva milioane, ele sînt totuși mici, comparativ cu mărimea canalelor poroase. De exemplu, un canal poros tipic poate avea un diametru de aproximativ 20 de ori mai mare decît diametrul unei molecule încolăcite de polimer.

O moleculă încolăcită de polimer (poliacrilamidă nehidrolizată), cu o masă moleculară de aproximativ 3×10^6, are o valoare medie a rădăcinii pătrate a lungimii lanțului molecular de la cap la cap*) de 500 Å, în timp ce un por tipic dintr-o rocă sedimentară are un diametru de aproximativ 10 000 Å (1 μ). Pe de altă parte, diametrul unei molecule descolăcite, expandate, de poliacrilamidă (parțial hidrolizată), cu o masă moleculară $\geqslant 7 \times 10^6$ este de 2 000—5 000 Å [4; 10].

Din cauza acestei disproporții este dificil de înțeles cum aceste molecule mici adsorbite pe pereții canalelor pot reduce permeabilitatea la apă a rocii și, de asemenea, pot produce curgerea pseudodilatantă. Gogarty [6] a sugerat — în anul 1967 — că apa de hidratare este cea care cauzează creșterea dimensiunii polimerului și, în consecință, reduce viscozitatea soluției la filtrarea prin pori fini.

Totuși cercetările efectuate recent atît în lume [4], cît și la I.C.P.P.G. Cîmpina (și care vor fi expuse în cele ce urmează) au indicat o altă explicație a fenomenelor semnalate mai sus, și anume asocierea macromoleculelor de poliacrilamidă în particule mai mari de tip gel, ale căror dimensiuni sînt comparabile cu dimensiunile porilor din zăcămînt. Existența acestor agregate a fost pusă în evidență prin filtrarea soluțiilor prin filtre Millipore foarte fine sau prin centrifugare la viteze mari. În timpul acestor operații, particulele de tip gel, denumite și microgeluri, au fost îndepărtate cel puțin parțial. Soluțiile de polimer din care microgelurile au fost îndepărtate au prezentat factori de rezistență la curgerea prin medii poroase mult mai mici decît soluțiile inițiale.

Rezultatele unei astfel de filtrări sînt arătate în figura 1.

*) Deși valoarea medie a rădăcinii pătrate a lungimii lanțului molecular de la cap la cap nu reprezintă diametrul real al macromoleculei, ea reprezintă criteriul de mărime cel mai uzitat pentru exprimarea mărimii particulelor de polimer. Se notează, de obicei, cu $R = 2\ nL$, unde: n este numărul de conexiuni pe lanț, iar L este distanța $C-C$ într-o conexiune [5].

Experimentul a constat din trecerea unei soluții de 500 ppm de poliacrilamidă, parțial hidrolizată $\overline{M}_v = 3{,}8 \times 10^6$, $GH = 20\%$, în apa sărată ($TDS = 13\%$), printr-un disc de gresie de Sărata Monteoru (3 mm grosime și 24 mm

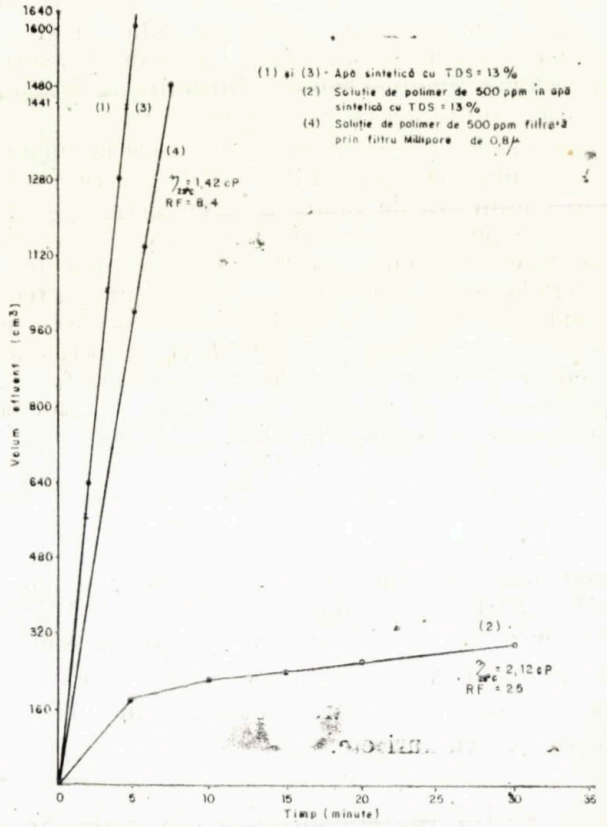


Fig. 1. Curgerea soluțiilor filtrate și nefiltrate de polimer prin discuri de gresie de Sărata Monteoru.

diametru) sub o cădere de presiune constantă și măsurarea volumului cumulat de lichid filtrat în funcție de timp.

Dreapta notată cu *1* din figura 1 s-a obținut la trecerea solventului (apă sintetică de zăcămînt cu $TDS = 13\ \%$). Dreapta *2* s-a obținut la trecerea soluției de polimer prin disc. Acest rezultat arată că soluția de polimer, a cărei viscozitate a fost de 2,12 cP, măsurată cu un viscozimetru capilar convențional tip Ubbelohde, are un factor de rezistență RF sau o viscozitate aparentă în mediu poros de 25. După soluția de polimer, prin discul poros au fost trecute cîteva volume poroase de hipoclorit de sodiu 5% pentru a degrada și îndepărta polimerul reținut. Dreapta *3*, aproape identică cu *1*, s-a obținut la o nouă trecere a solventului (apă cu $TDS = 13\%$) prin discul regenerat. În final, prin disc a fost trecută din nou soluția inițială de polimer, după ce în prealabil a fost filtrată printr-un filtru Milipore de 0,8 μ. S-a obținut dreapta *4*.

Se observă scăderea viscozității convenționale la 1,42 cP după filtrare și a factorului de rezistență la 8,4. Cu alte cuvinte, în timp

ce viscozitatea scade cu 33%, factorul de rezistență scade cu 66%.

Este evident că soluția inițială de polimer conține un component care cauzează o mare rezistență la curgere și care poate fi parțial îndepărtat prin filtrare pe filtre de 0,8 μ (8 000 Å).

Pentru realizarea operației de filtrare prin 0,8 μ s-a aplicat o tehnică în trepte, respectiv soluția a fost mai întîi trecută printr-un filtru de 8 μ, apoi de 5μ, 3μ, 1,2μ și în final de 0,8μ. Această tehnică a fost necesară deoarece filtrarea prelungită prin unul și același filtru cu pori fini a condus la reducerea dimensiunilor porilor și colmatarea filtrului.

În dorința de a obține cît mai multe elemente despre natura acestei componente filtrabile din soluțiile de polimeri, s-au analizat mai multe tipuri de comportare la curgere prin medii poroase a poliacrilamidelor hidrolizate, tipuri întîlnite în mod curent în practica de laborator. Testele de curgere prin medii poroase sînt redate în figurile 2, 3 și 4.

Se observă cum toți cei trei polimeri (poliacrilamide parțial hidrolizate, produse prin tehnologii diferite, din care polimerul *B* este considerat de referință) au factori de rezistență mult mai mari decît viscozitățile determinate cu ajutorul unui viscozimetru capilar Ubbelohde, ceea ce confirmă existența microgelurilor.

În timp ce pentru polimerii *A* și *B* curgerea se stabilizează aproape imediat (după 3 VP de fluid injectat), polimerul *C* înfundă con-

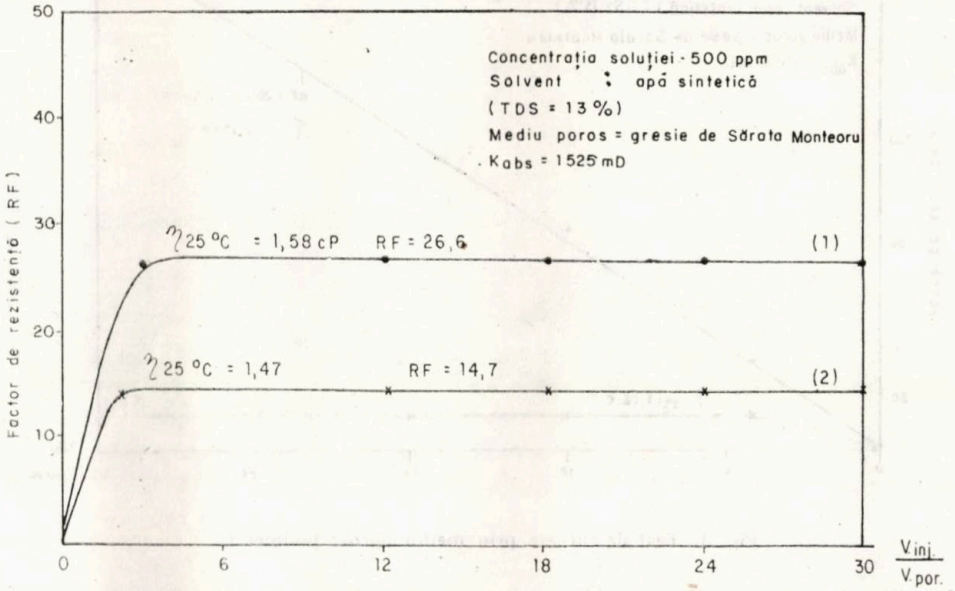


Fig. 2. Test de curgere prin mediu poros: polimer *A*.

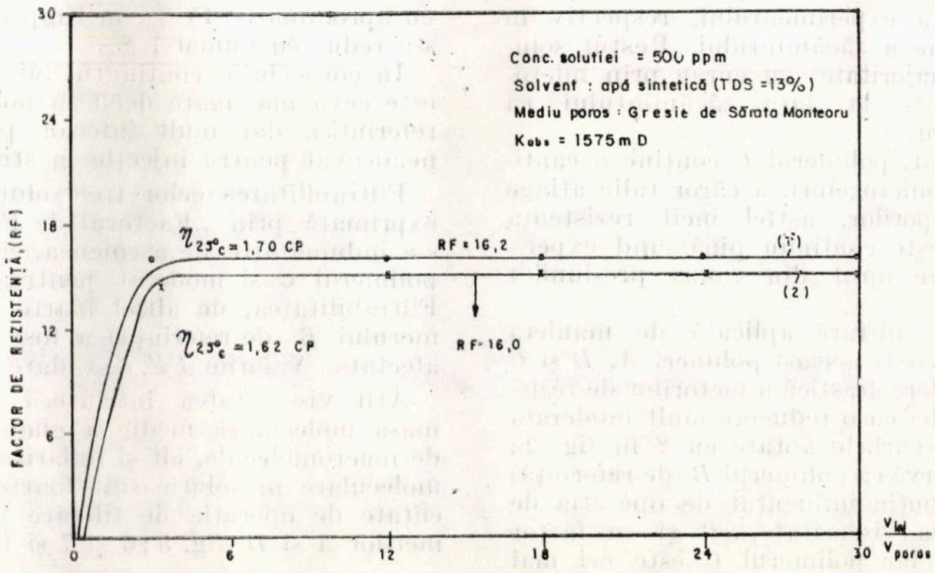


Fig. 3. Test de curgere prin mediu poros: polimer *B*.

tinuu, factorul de rezistență atingînd valori excesive (curbele notate cu *1* în fig. 2 ; 3 și 4). Odată admisă existența agregatelor microgel, comportarea diferită a celor trei polimeri se poate interpreta astfel : polimerii *A* și *B* conțin o cantitate limitată de astfel de agregate, a căror talie depășește diametrul porilor și care sînt eliminate din soluție în prima parte a experimentului, respectiv în prima porțiune a zăcămîntului. Restul soluției (marea majoritate) va curge prin microgelurile depuse la fața zăcămîntului ca printr-un filtru.

Prin contrast, polimerul *C* conține o cantitate mare de microgeluri, a căror talie atinge dimensiunea porilor, astfel încît rezistența la curgere crește continuu pînă cînd experimentul trebuie oprit din cauza presiunilor excesive.

Operația de filtrare aplicată de maniera descrisă mai sus la aceiași polimeri *A*, *B* și *C* a arătat o scădere drastică a factorilor de rezistență, în paralel cu o reducere mult moderată a viscozității (curbele notate cu *2* în fig. 2 ; 3 și 4). Se observă că polimerul *B* (de referință) este cel mai puțin influențat de operația de filtrare atît ca viscozitate, cît și ca factor de rezistență, iar polimerul *C* este cel mai influențat. Se remarcă dispariția aproape completă a efectelor de înfundare la curgerea polimerului *C* filtrat și stabilizarea curgerii numai după 5 VP injectate la o valoare moderată a factorului de rezistență, valoare care este în concordanță cu masa lui moleculară și permeabilitatea carotei.

Factorul de rezistență scade cu aproximativ 90 %, iar viscozitatea cu numai 3 %.

Această comportare confirmă existența unei cantități mari de microgeluri. Comportarea polimerului *B* (de referință) la filtrare confirmă, de asemenea, concluzia anterioară, și anume existența unei cantități extrem de limitate de microgeluri de talie modestă.

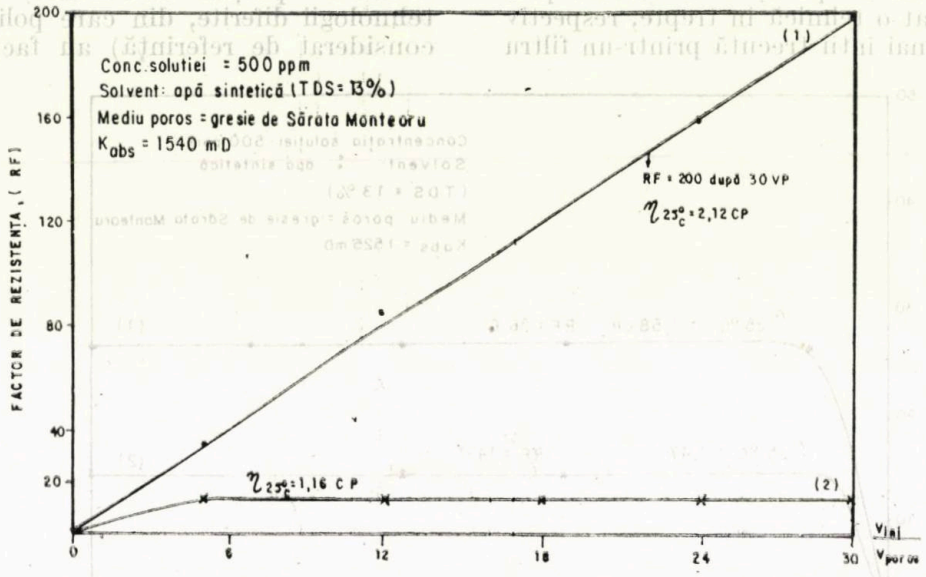


Fig. 4. Test de curgere prin mediu poros: polimer *C*.

Comportarea la filtrare a polimerului *A* este intermediară. Factorul de rezistență scade cu aproximativ 45 %, în timp ce viscozitatea s-a redus cu numai 7 %.

În consecință, conținutul lui în microgeluri este ceva mai mare decît la polimerul *B* (de referință), dar mult inferior polimerului *C*, neadecvat pentru injecție în strat.

Filtrabilitatea celor trei soluții de polimer exprimată prin „Factorul de Filtru" — *FF**) s-a îmbunătățit, de asemenea, simțitor pentru polimerul *C* și moderat pentru polimerul *A*. Filtrabilitatea, de altfel foarte bună, a polimerului *B* (de referință) a fost foarte puțin afectată. Valorile *FF* sînt date în tabelul 1.

Atît viscozitatea intrinsecă $[\eta]$, respectiv masa moleculară medie a ghemului statistic de macromolecule, cît și liniaritatea lanțurilor moleculare în soluție sînt foarte puțin influențate de operația de filtrare în cazul polimerilor *A* și *B* (fig. 5 ; 6 și 7 și tab. 1).

---

*) Determinat la curgerea unui litru de soluție de 500 ppm (în apă sintetică cu $TDS = 13\,\%$) printr-un filtru Milipore cu 5μ sub un $\Delta P = 0{,}3$ bar. Se cronometrează timpul de curgere pentru fiecare 250 ml.

$FF = \dfrac{t_{IV} + t_{III}}{t_I + t_{II}}$. Un polimer cu filtrabilitate bună are un $FF = 1-1{,}8$. Cînd în 600 secunde nu a trecut 1 l de soluție, *FF* este considerat ∞ și se specifică volumul filtrat în 600 s. Un $FF = \infty \rightarrow$ filtrabilitate proastă.

Tabelul 1

Influenţa filtrării asupra caracteristicilor fizico-chimice ale polimerilor

Caracteristica	Polimer *A*		Polimer *B*		Polimer *C*	
	IF[2]	*DF*[3]	*IF*	*DF*	*IF*	*DF*
Viscozitate intrinsecă η, la 30°C, în apă cu $TDS = 13\,\%$ dl/g	8,5	8,1	8,48	8,41	4,7	3,2
Constanta de liniaritate a lanţurilor macromoleculare (Constanta Huggins, $\overline{K}_H$)[1]	0,42	0,28	0,46	0,41	0,82	0,67
Factor de Filtru — *FF*, 3 μ şi 0,3 bar	3,6	1,4	1,13	1,00	∞ 600 s 220 ml	1,44

[1] Constanta de liniaritate Huggins:

$$\overline{K}_H = \frac{\dfrac{\eta_{sp}}{c} - [\eta]}{[\eta]^2}$$

— panta dreptei,

unde:

η_{sp} — viscozitatea specifică $= \dfrac{\eta}{\eta_0} - 1$;

η — viscozitatea soluţiei de polimer;

η_0 — viscozitatea solventului;

$[\eta]$ — viscozitatea intrinsecă sau indice limită de viscozitate la diluţie infinită, ml/g;

[2] *IF* — înainte de filtrare;

[3] *DF* — după filtrare.

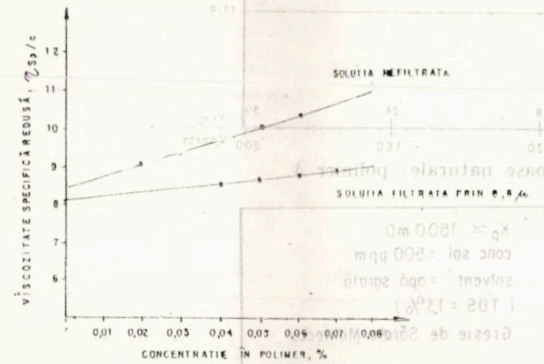


Fig. 5. Influenţa filtrării prin 0,8 μ asupra viscozităţii intrinseci: polimer *A*.

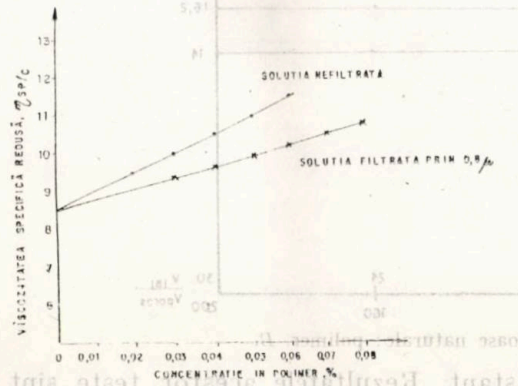


Fig. 6. Influenţa filtrării prin 0,8 μ asupra viscozităţii intrinseci: polimer *B*.

Şi de data aceasta polimerul *B* (de referinţă) a suferit cea mai mică modificare.

Un caz aparte îl constituie polimerul *C*, la care, operaţia de filtrare, aplicată de maniera descrisă mai sus, a produs o îmbunătăţire semnificativă a liniarităţii, dar şi o scădere puternică a viscozităţii intrinseci, respectiv a masei moleculare medii.

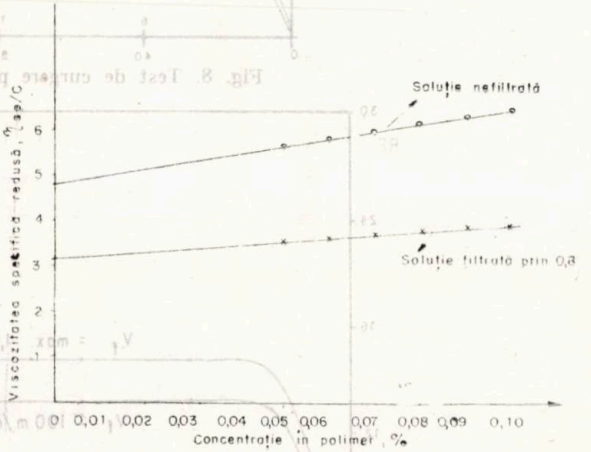


Fig. 7. Influenţa filtrării prin 0,8 μ asupra viscozităţii intrinseci: polimer *C*.

Interpretarea acestor noi observaţii experimentale a condus la concluzia că, dacă agregatele microgel din soluţiile de polimer există într-o cantitate limitată şi de o talie strict controlată, comparativ cu dimensiunile porilor (cazul polimerilor *A* şi *B*), ele nu afectează negativ nici dimensiunea macromoleculelor, respectiv masa moleculară, nici liniaritatea lanţurilor. Controlul riguros al cantităţii şi dimensiunii microgelurilor se asigură prin procesul tehnologic de fabricaţie, care, în cazul polimerului *B* (de referinţă), se dovedeşte cel mai bun.

Din contră, dacă agregatele microgel existente în soluţiile de polimer sînt în cantitate mare şi mai ales de talie mare, comparativ

cu dimensiunile porilor (cazul polimerului *C*), ele influenţează negativ atît dimensiunile moleculei, cît şi liniaritatea lanţului macromolecular în sensul creşterii constantei Huggins peste limitele admise (max. 0,8, de preferinţă max. 0,6).

Pentru toţi cei trei polimeri, îndepărtarea microgelurilor, atîtea cîte sînt, conduce la micşorarea pantei dreptelor din figurile 5, 6 şi 7, respectiv la micşorarea constantei Huggins şi la îmbunătăţirea liniarităţii moleculelor.

meri la curgere prin medii poroase, la două viteze frontale de injecţie, foarte diferite între ele. O serie de teste a avut loc la o viteză de aproximativ 100 m/d prin care s-a simulat trecerea soluţiei prin sonda de injecţie şi prin porţiunea de zăcămînt din jurul sondei de injecţie. Altă serie de experimente s-a realizat la viteze mici de curgere, de max. 1,5 m/d, care au simulat curgerea soluţiilor în porţiunile de zăcămînt departe de sonda de injecţie. Toate experimentele au fost realizate la debit

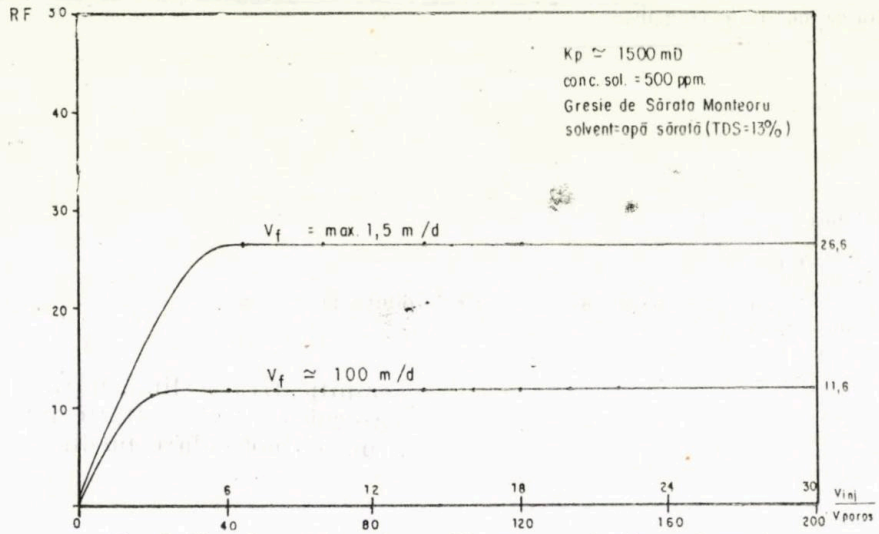


Fig. 8. Test de curgere prin medii poroase naturale: polimer *A*.

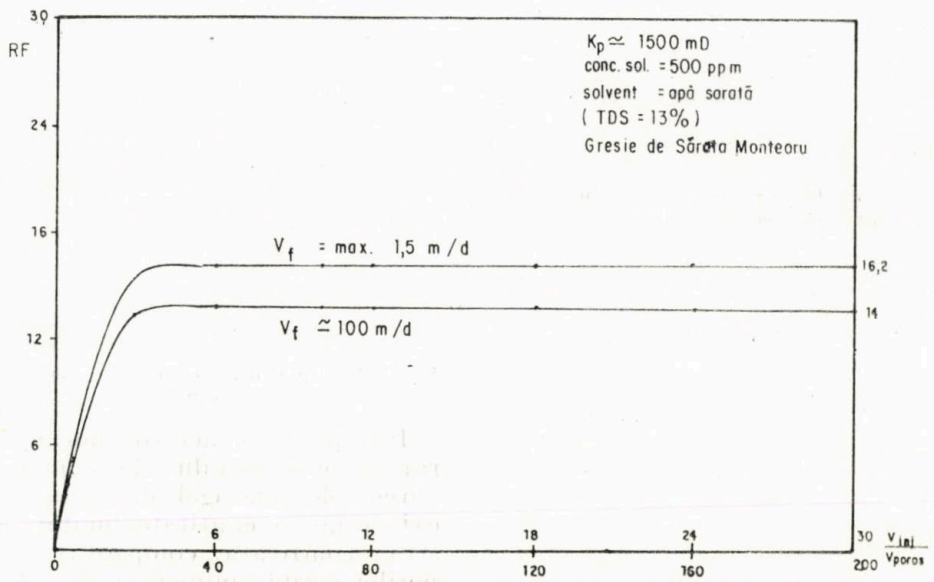


Fig. 9. Test de curgere prin medii poroase naturale: polimer. *B*.

Agregatele microgel s-au dovedit a fi deformabile sub influenţa gradienţilor mari de presiune, ceea ce le conferă capacitatea de a trece prin constricţii ale porilor de diametru relativ mic, faţă de diametrul în stare de repaus al microgelului. Această constatare s-a efectuat în cadrul unei alte serii de experimente, care au constat în testarea soluţiilor de polimeri la curgere prin medii poroase, la viteză constant. Rezultatele acestor teste sînt prezentate în figurile 8; 9 şi 10.

Se observă valorile mai mici ale factorului de rezistenţă în testele la viteză mare, comparativ cu valorile obţinute la viteze de max. 1,5 m/d. Mai mult, în cazul polimerului *C*, aspectele de înfundare la viteză mică, nestabilizarea curgerii şi valoarea ridicată a factorului de rezistenţă sînt date de cantitatea mare

de microgeluri existente, care în timpul curgerii la viteze mici, datorită gradienţilor mici de presiune şi insuficienţei forţelor hidrodinamice ce apar nu se mai pot deforma şi sînt scoase din soluţie treptat, în funcţie de diametrul porilor întîlniţi.

● Microgelurile sînt formate din molecule de polimer reticulate prin intermediul punţilor anhidrice (eliminarea unei molecule de apă dintre două grupări COOH alăturate) sau al punţilor imidice (eliminarea unei molecule de apă dintre o grupare amidică $CONH_2$ şi

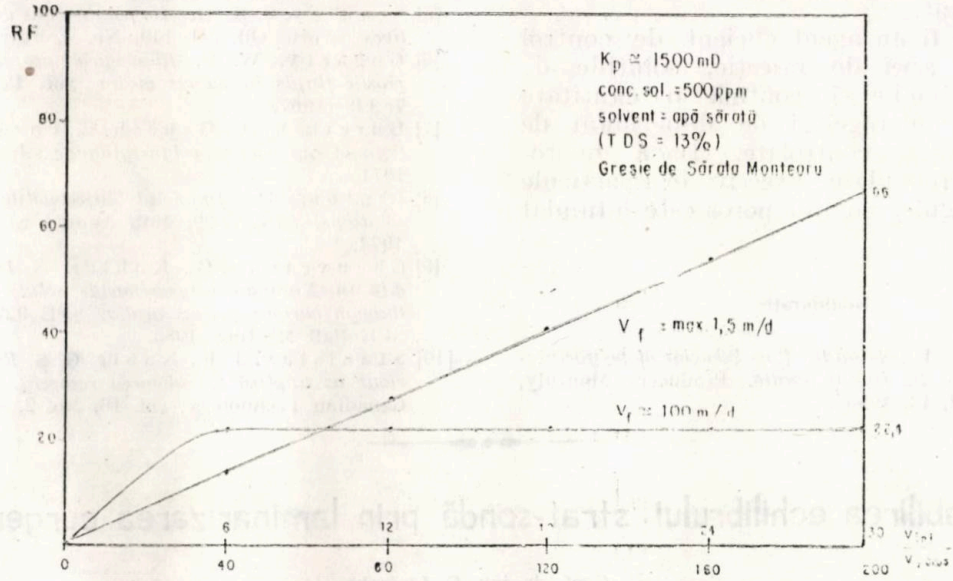


Fig. 10. Test de curgere prin medii poroase naturale: polimer *C*.

La viteze mari de curgere, aspectele de înfundare ale polimerului dispar, valoarea factorului de rezistenţă scade la valori aproape normale, iar curgerea se stabilizează.

Polimerii de tipul polimerului *C* nu sînt adecvaţi injecţiei în zăcămînt, datorită injectivităţii lor scăzute.

Polimerii de tipul *B* (de referinţă) (fig. 9) sînt indicaţi pentru folosirea lor în procesele de mărire a recuperării ţiţeiului prin metode chimice, avînd o injectivitate foarte bună şi practic aceeaşi valoare a factorului de rezistenţă, indiferent de viteza frontală de injecţie.

Polimerul de tip *A* ocupă o poziţie intermediară între polimerii *B* şi *C*, dar mult mai apropiată de *B*. Sînt indicaţi pentru procesele de mărire a recuperării, cu condiţia ca valorile factorilor de rezistenţă la viteze mici de injecţie să nu crească excesiv.

Rezultatele obţinute în cercetările noastre şi evidenţiate în prezentul articol conduc la următoarele concluzii.

● Toate soluţiile de poliacrilamide parţial hidrolizate solide şi comerciale conţin agregate de tip gel, a căror dimensiune este comparabilă cu cea a porilor dintr-un mediu poros natural sau artificial.

● Aceste microgeluri contribuie substanţial la valoarea factorului de rezistenţă observat experimental; ele nu se văd cu ochiul liber şi au particularitatea de a fi filtrabile, respectiv de a rămîne pe filtre cu o anumită dimensiune de pori.

una carboxilică COOH alăturate). Se pare că reticularea moleculelor are loc în timpul procesului de fabricare a polimerului, în special în timpul operaţiei de uscare [7]. Cercetări recente au arătat că reticulările pot apărea şi în momentul solubilizării polimerului în ape care conţin ioni di- şi trivalenţi [8].

● Numărul reticulărilor care se formează şi, în consecinţă, dimensiunile microgelurilor sînt determinate de doi factori importanţi, şi anume: temperatura de uscare din timpul preparării polimerului solid şi gradul de hidroliză al poliacrilamidei.

● Soluţiile de poliacrilamide, din care microgelurile au fost îndepărtate total sau parţial, prezintă o reducere drastică a factorului de rezistenţă, comparativ cu o reducere uşoară cel mult moderată a viscozităţii.

● Agregatele microgel sînt deformabile [9]; sub influenţa gradienţilor mari de presiune, respectiv la viteze mari de injecţie, microgelurile se deformează şi trec prin porii rocilor; la gradienţi mici de presiune, respectiv la viteze frontale mici, microgelurile nu se mai deformează suficient pentru a trece prin constricţiile porilor şi se podesc la intrare, dînd astfel efecte de înfundare.

● Prezenţa microgelurilor este pusă în evidenţă prin teste de curgere prin medii poroase naturale sau artificiale efectuate la viteze mici şi foarte mici de injecţie (max. 1,5 m/d); o poliacrilamidă adecvată pentru injectarea ei în zăcămînt în vederea măririi recuperării

țițeiului trebuie să nu prezinte tendințe de înfundare a mediului poros nici la viteze mari, nici la viteze mici de injecție. Mai mult, valorile factorilor de rezistență la viteze mari și mici de injecție nu trebuie să difere foarte mult între ele, iar curgerea trebuie să se stabilizeze după cît mai puține volume poroase de fluid injectat.

● Pentru a fi un agent eficient de control al mobilității apei de injecție, soluțiile de polimer trebuie să conțină o cantitate controlată de microgeluri de dimensiuni de asemenea riguros controlate. Dacă microgelurile sînt reticulate excesiv în particule mari și mai rigide, mediul poros este înfundat complet.

Bibliografie

[1] Burcik, E. *A note on the flow behavior of polyacrylamide solutions in porous media.* Producers Monthly, vol. 29, No. 6, 14, 1965.

[2] Burcik, E. J. *Pseudo dilatant flow of polyacrylamide solutions in porous media.* Producers Monthly, vol. 31, No. 3, 27, 1967.

[3] Burcik, E. J., Ferrer, J. *The mechanism of pseudo dilatant flow.* Producers Monthly, vol. 32, No. 3, 7, 1968.

[4] Burcik, E. J., Kermit W. Walrond *Microgel in polyacrylamide solutions and its role in mobility control.* Producers Monthly, vol. 34, No. 5, 7, 1968.

[5] Scanley, C. S. *Acrylic polymers as drilling mud additives.* World Oil, vol. 149, No. 1, July 1959.

[6] Gogarty, W. B. *Rheological properties of pseudo-plastic fluids in porous media.* Soc. Pet. Eng. Journ., 7, 149 (1967).

[7] Burcik, E. J., Ganesh, C. Thakur. *Some reactions of microgel in polyacrylamide solutions.* JPT, May 1974.

[8] Lipton, D. *Improved injectability of biopolymer solutions.* SPE 5099, 49th Annual SPE Fall Meeting, 1974.

[9] Chauveteau, G., Kohler, N. *Influence of microgels in Xanthan polysaccharide solutions on their flow through various porous media.* SPE 9295, 55th Annual SPE Fall Meeting, 1980.

[10] Stanislav, J. F., Kabir, C. S. *Polymer flow behaviour as applied to enhanced recovery.* The Journal of Canadian Technology, vol. 16, No. 2, April-June, 1977.

Stabilirea echilibrului strat-sondă prin laminarizarea curgerii

Conf. dr. ing. **G. Iordache**
Institutul de Petrol și Gaze Ploiești

Analiza echilibrului sondă-strat, în cazul formațiunilor geologice cu presiuni normale sau cu anomalii negative de presiune, presupune compararea presiunilor din cele două elemente și luarea măsurilor pentru aducerea lor la valori comparabile, dacă se poate egale.

Condiția generală de echilibru trebuie stabilită cert în stare dinamică, adică într-o stare cît mai apropiată de procesul tehnologic propriu-zis; pentru a nu se produce fisurarea formațiunii geologice, pierderea de fluid în aceasta sau avarii ale materialului tubular, pentru fluide bynghamiene, trebuie ca:

$$p_{gs} = p_h + p_\theta + p_s = p_{af}, \qquad (1)$$

în care:

p_{gs} reprezintă presiunea din gaura de sondă în stare dinamică;
p_h — presiunea coloanei hidrostatice de fluid din sondă;
p_θ — presiunea necesară învingerii rezistenței de gel;
p_s — presiunea suplimentară provenită din mișcarea fluidului prin spațiul inelar;
p_{af} — presiunea admisibilă a formațiunii geologice.

Dacă se cunoaște presiunea din porii rocii p_f, atunci, pentru formațiuni geologice cu presiuni normale sau subnormale, există riscul pierderii de fluide sau fisurării și pentru astfel de situații $p_{af} = p_f : c_s$, în care coeficientul de siguranță $c_s = 1{,}20$; pentru formațiuni cu anomalii pozitive de presiune, $p_{af} = c_s p_f$ dar această situație nu se va lua în discuție.

Pentru determinarea valorii p_s se presupune pentru început, cazul cel mai complex și anume că în sondă se află un fluid care face structură; starea dinamică se presupune distinct pentru circulația fluidului de foraj cu materialul tubular în repaus și în timpul manevrei acestuia (se exclude rotirea).

În timpul circulației normale, directe,

$$v_e = \frac{4Q}{\pi(D_s^2 - D^2)}, \qquad (2)$$

în care:

v_e reprezintă viteza fluidului de foraj prin spațiul inelar;
Q — debitul de circulație;
D_s, D — diametrul sondei, respectiv al exteriorului materialului tubular.

Componenta

$$p_h = \rho_f g l, \qquad (3)$$

în care:

ρ_f reprezintă densitatea fluidului din sondă;
g — accelerația gravitațională; pentru lucrul sub nivelul solului trebuie să se ia 10 m/s² care este mai apropiată de realitate decît valoarea 9,81 m/s² folosită frecvent!

l — adîncimea la care se află formațiunea cu p_{af}; această adîncime coincide practic cu lungimea materialului tubular.

Componenta

$$p_0 = \frac{4\, l_0}{D_s - D}, \tag{4}$$

în care 0 reprezintă tensiunea statică de forfecare a fluidului din sondă; după ruperea rezistenței de gel, $p_0 = 0$, iar condițiile de echilibru, pentru formațiunile geologice amintite, se îmbunătățesc; condiția inițială de echilibru (1) devine:

$$p_{gs0} = p_h + p_s = p_{af}, \tag{5}$$

indicele 0 (zero) marcînd practic momentul menționat, respectiv pornirea circulației.

Pentru componenta p_s se procedează după metodologia convențională: se determină mai întîi regimul de curgere a fluidului prin spațiul inelar

$$\overset{\otimes}{Re}_e = \frac{\rho_f v_e (D_s - D)}{\eta_p \left[1 + \frac{\tau_0 (D_s - D)}{6\, \eta_p v_e}\right]}, \tag{6}$$

în care, față de notațiile precedente, s-au mai făcut următoarele:

η_p — viscozitatea plastică a fluidului din sondă;

τ_0 — tensiunea dinamică de forfecare a acestuia.

Pentru $\overset{\otimes}{Re}_e \geq 2\,300$, regimul de curgere se consideră turbulent iar

$$p_s = \lambda_e \frac{\rho_f v_e^2 l}{2(D_s - D)}, \tag{7}$$

în care coeficientul rezistențelor hidraulice se acceptă cu valoarea

$$\lambda_e = \frac{0{,}08}{\sqrt[7]{\overset{\otimes}{Re}_e}}, \tag{8}$$

confirmată de unele măsurători practice!

Dacă după calcule rezultă $p_{gs} > p_{af}$, se laminarizează curgerea: se impune curgerea laminară, la limită, prin reducerea vitezei, respectiv aceasta se determină din egalitatea

$$\overset{\otimes}{Re}_e = 2\,299 = \frac{\rho_f (D_s - D) v_e}{\eta_p \left[1 + \frac{\tau_0 (D_s - D)}{6\, \eta_p v_e}\right]}; \tag{9}$$

cu notațiile

$$\begin{aligned} \alpha &= 6\, \rho_f (D_s - D), \\ \beta &= 2 \cdot 2\,299 \cdot \eta_p, \\ \delta &= 2\,299 \cdot \tau_0 (D_s - D), \end{aligned} \tag{10}$$

rezultă

$$\alpha v_e^2 - \beta v_e - \delta = 0, \tag{11}$$

din care se obține viteza v_e care, la limită, asigură curgerea laminară; se verifică din nou condiția de echilibru, dar de data aceasta cert în regim laminar, astfel încît pentru fluidele care fac structură

$$p_{gs} = p_h + p_0 + p_{\tau_0} + p_{\eta p} = p_{af}, \tag{12}$$

în care p_{τ_0} reprezintă componenta presiunii suplimentare provenită din tensiunea dinamică de forfecare a fluidului din sondă, iar $p_{\eta p}$ — cea provenită din viscozitatea plastică:

$$p_{\tau_0} = \frac{4l\ \tau_0}{(D_s - D)}, \tag{13}$$

$$p_{\eta p} = \frac{32\ \eta_p\, v_e\, l}{(D_s - D)^2}. \tag{14}$$

După ruperea rezistenței de gel, condiția (12) devine

$$p_{gs} = p_h + p_{\tau_0} + p_{\eta p} = p_{af}, \tag{15}$$

dar cazul cel mai sever apare înaintea acestui moment.

Dacă, după calcule, rezultă $p_{gs} \leq p_{af}$, înseamnă că laminarizarea curgerii prin reducerea vitezei este suficientă; cu valoarea v_e, determinată din relația (11), se recalculează debitul de fluid care asigură curgerea laminară, dar care trebuie corelat cu necesitățile tehnologice concrete.

În presupunerea că laminarizarea nu este suficientă ($p_{gs} > p_{af}$), se procedează astfel: în relația de bază (12) se fac notațiile:

$$p_h = \rho_f g l = \bar{A}, \tag{16}$$

$$p_0 = \frac{4\, l_0}{D_s - D} = \bar{B}, \tag{17}$$

$$p_{\tau_0} = \frac{4\, l \tau_0}{D_s - D} = \bar{C}, \tag{18}$$

$$\frac{32\, \eta_p\, l}{(D_s - D)^2} = \bar{D}. \tag{19}$$

În aceste condiții relația (12) devine

$$p_{gs} = \bar{A} + \bar{B} + \bar{C} + \bar{D} v_e = p_{a_f}, \tag{20}$$

din care se obține viteza

$$v_e = \frac{p_{af} - (\bar{A} + \bar{B} + \bar{C})}{\bar{D}} \tag{21}$$

care asigură cert echilibrul; cu valoarea (21) se recalculează debitul de fluid, dar și acesta trebuie corelat cu condițiile tehnologice concrete.

Dacă pentru regim laminar la limita turbulenței ($\overset{\otimes}{Re}_e = 2299$) din condiția (12) rezultă

$p_{gs} < p_{af}$, există două soluții: se lucrează cu v_e sau v_m rezultată din calcul, dar cu un coeficient de siguranță $c_s > 1{,}20$ sau se determină $v_e(v_m)$ din condiția de echilibru la limită scrisă însă pentru regim turbulent:

$$p_{gs} = p_h + p_0 + p_s = p_{af},$$

respectiv, cu notația

$$\bar{D}_1 = \lambda_e \frac{\rho_f l}{2(D_s - D)},$$

rezultă

$$p_{gs} = \bar{A} + \bar{B} + \bar{D}_1 v_e^2 = p_{af},$$

de unde se obține

$$v_e = \sqrt{\frac{p_{af} - (\bar{A}+\bar{B})}{\bar{D}_1}}.$$

La manevra materialului tubular (burlane de tubare, garnituri de foraj ș.a.), o parte a fluidului din sondă este dezlocuit și circulă prin spațiul inelar, dar generează o presiune suplimentară care se adaugă componentelor de presiune din stare statică. Viteza fluidului dezlocuit se calculează distinct în funcție de starea tuburilor:

— pentru tuburi obturate (0):

$$v_{m0} = \left(\frac{D^2}{D_e^2 - D^2} + \frac{1}{2}\right) v_{t0}; \qquad (22)$$

— pentru cele dezobturate d, o parte a fluidului dezlocuit circulă și prin interiorul tuburilor manevrate și deci viteza fluidului se reduce în mod corespunzător la valoarea

$$v_{md} = \left(\frac{D^2 - d^2}{D_s^2 - D^2 + d^2} + \frac{1}{2}\right) v_{td}; \qquad (23)$$

în aceste relații, v_{m0} reprezintă viteza medie a fluidului dezlocuit de tuburile obturate, v_{md} — de cele dezobturate (libere), iar v_t — viteza de manevră, descendentă, a materialului tubular. Etapizarea calculelor presupune, în continuare, respectarea următoarei metodologii:

— se determină $\overset{\otimes}{Re}_e$ cu mențiunea că în locul lui v_e se folosește v_m (0 sau d);

— se calculează p_{gs};

— dacă $p_{gs} > p_{af}$, iar regimul de dezlocuire a fluidului este turbulent, se laminarizează curgerea; cu notațiile (10) se obține:

$$\alpha v_{m0}^2 - \beta v_{m0} - \delta = 0 \qquad (24)$$

sau

$$\alpha v_{md}^2 - \beta v_{md} - \delta = 0; \qquad (25)$$

din care se determină v_{m0} sau v_{md}, care asigură curgerea laminară; dacă și acum $p_{gs} > p_{af}$, se folosesc notațiile (16) ... (19) și deci

$$v_{m0} = \frac{p_{af} - (\bar{A} + \bar{B} + \bar{C})}{\bar{D}} \qquad (26)$$

sau

$$v_{md} = \frac{p_{af} - (\bar{A} + \bar{B} + \bar{C})}{\bar{D}}; \qquad (27)$$

în fine, cu notațiile

$$\bar{E} = \frac{D^2}{D_s^2 - D^2} + \frac{1}{2}, \qquad (28)$$

$$\bar{F} = \frac{D^2 - d^2}{D_s^2 - D^2 + d^2} + \frac{1}{2}, \qquad (29)$$

relațiile (22) și (23) devin

$$v_{m0} = \bar{E} v_{t0},$$

$$v_{md} = \bar{F}\, v_{td}, \qquad (30)$$

din care se obțin vitezele de manevră care asigură, cert, echilibrul:

$$v_{t0} = \frac{v_{m0}}{\bar{E}}, \qquad (31)$$

$$v_{td} = \frac{v_{md}}{\bar{F}}. \qquad (32)$$

Dacă — după primele calcule — rezultă regim laminar de curgere, dar în același timp $p_{gs} > p_{af}$, se folosesc direct, după caz, relațiile (21), (26) sau (27).

Pentru exemplificare se presupun următoarele valori inițiale (fluidul din sondă este binghamian):

$l = 1\,000$ m, $\quad D_s = 0{,}100$ m,

$\rho_f = 1\,200$ kg/m^3, $\quad D = 0{,}070$ m,

$\theta = 6$ N/m^2, $\quad d = 0{,}050$ m,

$\tau_0 = 8$ N/m^2, $\quad p_{af} = 140 \cdot 10^5$ N/m^2.

$\eta_p = 6 \cdot 10^{-3}$ Ns/m^2,

a. Pentru circulație se acceptă $Q = 12$ dm^3/s; în aceste condiții (2),

$$v_e = \frac{4 \cdot 12 \cdot 10^{-3}}{3{,}14\,(0{,}100^2 - 0{,}070^2)} = 2{,}997 \text{ m/s},$$

$$\overset{\otimes}{Re}_e = \frac{1\,200 \cdot 2{,}997 (0{,}100 - 0{,}070)}{6 \cdot 10^{-3}\left[1 + \dfrac{8(0{,}100 - 0{,}070)}{6 \cdot 10^{-3} \cdot 6 \cdot 2{,}997}\right]} =$$

$$= 5\,577 > 2\,300,$$

și deci circulația fluidului prin spațiul inelar se face în regim de curgere turbulent; componentele presiunii din sondă au următoarele valori:

$$p_h = 1\,200 \cdot 1\,000 \cdot 10 = 120 \cdot 10^5 \text{ N/m}^2 =$$

$$= 120 \text{ bar}.$$

$$p_0 = \frac{4 \cdot 6 \cdot 1\,000}{0{,}100 - 0{,}070} = 8 \cdot 10^5 \text{ N/m}^2 = 8 \text{ bar};$$

în continuare

$$\lambda_e = \frac{0{,}08}{\sqrt[7]{5\,577}} = 0{,}0233,$$

iar

$$p_s = 0{,}0233\,\frac{1\,200 \cdot 2{,}997^2 \cdot 1\,000}{2(0{,}100 - 0{,}070)} =$$

$$= 41{,}85 \cdot 10^5 \text{ N/m}^2 = 41{,}85 \text{ bar.}$$

Presiunea din gaura de sondă (1)

$$p_{gs} = (120 + 8 + 41{,}85) \cdot 10^5 =$$

$$= 169{,}85 \cdot 10^5 \text{ N/m}^2 > 140 \cdot 10^5 \text{ N/m}^2 = p_{af},$$

și deci se laminarizează curgerea; conform notațiilor (10),

$$\alpha = 6 \cdot 1\,200\ (0{,}100 - 0{,}070) = 216,$$

$$\beta = 6 \cdot 2\,299 \cdot 6 \cdot 10^{-3} = 82{,}764,$$

$$\delta = 2\,299 \cdot 8\ (0{,}100 - 0{,}070) = 551{,}76,$$

respectiv

$$216 \cdot v_e^2 - 82{,}764 \cdot v_e - 551{,}76 = 0,$$

de unde rezultă

$$v_e = \frac{82{,}764 \pm \sqrt{82{,}764^2 + 4 \cdot 216 \cdot 551{,}76}}{2 \cdot 216} =$$

$$= \frac{82{,}764 \pm 695{,}39}{2 \cdot 216} = 1{,}80 \text{ m/s}$$

(a doua rădăcină, negativă, nu se ia în discuție). Cu valoarea v_e care asigură curgerea în regim laminar, se determină componentele condiției (12):

$$p_{\tau_0} = \frac{4 \cdot 1\,000 \cdot 8}{0{,}100 - 0{,}070} = 10{,}66 \cdot 10^5 \text{N/m}^2 = 10{,}66 \text{ bar},$$

$$p_{\tau p} = \frac{32 \cdot 6 \cdot 10^{-3} \cdot 1{,}80 \cdot 1\,000}{(0{,}100 - 0{,}070)^2} =$$

$$= 3{,}84 \cdot 10^5 \text{ N/m}^2 = 3{,}84 \text{ bar},$$

respectiv

$$p_{gs} = (120 + 8 + 10{,}66 + 3{,}84) \cdot 10^5 =$$

$$= 142{,}5 \cdot 10^5 \text{N/m}^2 > 140 \cdot 10^5 \text{ N/m}^2 = p_{af},$$

cu alte cuvinte laminarizarea curgerii (prin reducerea vitezei la limita turbulenței) nu este suficientă. Conform notațiilor (16) ... (19).

$$p_h = \bar{A} = 120 \cdot 10^5,$$

$$p_\theta = \bar{B} = 8 \cdot 10^5,$$

$$p_{\tau_0} = \bar{C} = 10{,}66 \cdot 10^5,$$

$$\bar{D} = \frac{32 \cdot 6 \cdot 10^{-3} \cdot 1\,000}{(0{,}100 - 0{,}07)^2} = 2{,}13 \cdot 10^5$$

și deci (21)

$$v_e = \frac{140 \cdot 10^5 - (120 + 8 + 10{,}66) 10^5}{2{,}13 \cdot 10^5} = 0{,}629 \text{ m/s},$$

iar debitul care asigură echilibrul strat-sondă

$$Q = v_e A_e = 0{,}629\,\frac{3{,}14}{4}\,(0{,}100^2 - 0{,}070^2) =$$

$$= 2{,}518 \cdot 10^{-3} \text{ m}^3/\text{s} = 2{,}52 \text{ dm}^3/\text{s}.$$

După ruperea rezistenței de gel,

$$p_\theta = 8 \cdot 10^5 \text{ N/m}^2 = \bar{B} = 0 \text{ și deci}$$

$$p_{gs} = (120 + 10{,}66 + 3{,}84)\, 10^5 =$$

$$= 134{,}5 \cdot 10^5 \text{ N/m}^2 < 140 \cdot 10^5 \text{N/m}^2 = p_{af},$$

ceea ce presupune următoarea metodologie de lucru la sondă: se pornește circulația cu un debit minim (2,52 dm³/s) și după ruperea rezistenței de gel se poate lucra cu debitul care asigură curgerea laminară:

$$Q_{lam} = v_{lam} \cdot A_e = 1{,}80\,\frac{3{,}14}{4}\,(0{,}100^2 - 0{,}07^2) =$$

$$= 7{,}206 \cdot 10^{-3} \text{ m}^3/\text{s} = 7{,}206 \text{ dm}^3/\text{s},$$

dar se observă clar că pentru asigurarea echilibrului nu este posibil lucrul cu debitul inițial propus (12 dm³/s); rezerve mai există, însă este posibilă laminarizarea curgerii prin modificarea proprietăților tixotropice ale fluidului din sondă, dar această măsură presupune perioade lungi de circulație a fluidului și introducerea în acesta a unor substanțe chimice care să reducă tensiunile de forfecare și viscozitatea; în ultimă instanță se poate recurge chiar la reducerea densității fluidului.

Se presupun acum aceleași condiții inițiale; în plus se admite că viteza de manevră a materialului tubular obturat $v_t = 1{,}5$ m/s.

Conform relației (22), viteza de circulație a fluidului dezlocuit prin manevra descendentă a materialului tubular obturat

$$v_{m0} = \left(\frac{0{,}070^2}{0{,}100^2 - 0{,}070^2} + \frac{1}{2}\right) 1{,}5 = 2{,}19 \text{ m/s}$$

și, în continuare,

$$Re_e^{\otimes} = \frac{1\,200 \cdot 2{,}19\ (0{,}100 - 0{,}070)}{6 \cdot 10^{-3}\left[1 + \dfrac{8(0{,}100 - 0{,}070)}{6 \cdot 10^{-3} \cdot 6 \cdot 2{,}19}\right]} =$$

$$= 3\,249 > 2\,300,$$

$$\lambda_e = \frac{0{,}08}{\sqrt[7]{3\,249}} = 0{,}0252,$$

$$p_s = 0{,}0252\,\frac{1\,200 \cdot 2{,}19^2 \cdot 1\,000}{2(0{,}100 - 0{,}070)} = 23{,}98 \cdot 10^5 \text{N/m}^2$$

iar

$$p_{gs}=(120+8+23{,}98)\,10^5=151{,}98\cdot 10^5\,\mathrm{N/m^2}>$$
$$>140\cdot 10^5=p_{af}.$$

Deoarece s-a presupus păstrarea aceloraşi condiţii din timpul circulaţiei, rezultă că α, β şi δ au aceleaşi valori, iar rezolvarea ecuaţiei (11) conduce la $v_{m0}=1{,}80$ m/s; cu această valoare se obţin $p_{hp}=3{,}84\cdot 10^5\,\mathrm{N/m^2}$,

$$p_{gs}=142{,}5\cdot 10^5\,\mathrm{N/m^2}>140\cdot 10^5\,\mathrm{N/m^2}=p_{af},$$

$$v_{m0}=\frac{140\cdot 10^5-(120+8+10{,}66)\cdot 10^5}{2{,}13\cdot 10^5}=$$
$$=0{,}629\ \mathrm{m/s};$$

conform notaţiei (28)

$$\bar{E}=\frac{0{,}070^2}{0{,}100^2-0{,}070^2}+\frac{1}{2}=1{,}46$$

şi deci viteza de manevră descendentă a materialului tubular obturat (31)

$$v_{t0}=\frac{0{,}629}{1{,}46}=0{,}43\ \mathrm{m/s}\ \text{(faţă de 1,5 m/s)},$$

$$D_{ech}=\frac{1}{2}\left(\sqrt[4]{C_L}+\sqrt{1-\alpha^2}\right)D_s, \tag{35}$$

$$\alpha=\frac{D}{D_s}, \tag{36}$$

iar coeficientul lui Lamb, C_L, are următoarele valori:

$\alpha=$	0	0,10	0,20	0,30	0,40	0,50	0,60	0,70	0,80	1,00
$C_L=$	1	0,57	0,43	0,30	0,21	0,12	0,07	0,03	0,015	0,00

Condiţia de echilibru se scrie acum sub forma

$$p_{gs}=p_h+p_s=p_{af}; \tag{37}$$

dacă $Re_e>2\,300$,

$$p_s=\lambda_{ech}\frac{v_{ech}^2\,\rho_f\,l}{2\,D_{ech}}, \tag{38}$$

în care $\lambda_{ech}=\lambda:0{,}81$, iar λ se poate lua cu următoarele valori:

$Re_e=$	$2{,}3\cdot 10^3$	10^4	$2\cdot 10^4$	$6\cdot 10^4$	10^5	$2\cdot 10^5$	$6\cdot 10^5$	10^6	10^7
$\lambda=$	0,085	0,032	0,027... 0,0275	0,020... 0,022	0,018... 0,020	0,016... 0,018	0,013... 0,017	0,012... 0,016	0,008... 0,016

cu implicaţiile corespunzătoare în valoarea totală a timpului de manevră, dar cu certitudinea păstrării echilibrului strat-sondă.

Aplicaţiile imediate ale metodei propuse se răsfrîng asupra proiectării densităţii fluidului de foraj atunci cînd se construiesc graficele de variaţie a gradienţilor de presiune (gradientul presiunii din porii rocii, gradientul presiunii hidrostatice şi gradientul de fisurare) în funcţie de adîncimea sondei. Datorită logicii etapizării, metodica se pretează, practic fără nici o intervenţie suplimentară, la programarea pe calculator, conferind posibilitatea măririi numărului de variante referitoare la proprietăţile fluidului de foraj şi a celorlalte elemente ce survin în calcule. Deoarece majoritatea relaţiilor au fost verificate şi dublate de măsurători practice, la sonde în foraj, există siguranţa echivalenţei cu realitatea.

Teoretic, metodica propusă poate fi extinsă şi la alte tipuri de fluide de foraj: newtoniene, ostwaldiene ş.a. Astfel, la fluide newtoniene, în cazul circulaţiei,

$$Re_e=\frac{\rho_f\,v_{ech}\,D_{ech}}{\eta}, \tag{33}$$

în care:

$$v_{ech}=\frac{4Q}{\pi D_{ech}^2}, \tag{34}$$

limitele (minimă şi maximă) pentru λ apar pentru variaţii ale diametrului interior prin care se face curgerea (interiorul sondei); valorile mari ale lui λ sînt pentru diametre mici şi invers.

Dacă $p_{gs}>p_{af}$, se face laminarizarea curgerii:

$$Re_e=2\,299=\frac{\rho_f\,v_{ech}\,D_{ech}}{\eta} \tag{39}$$

din care cu notaţia

$$\bar{G}=\frac{2\,299\cdot\eta}{\rho_f\,D_{ech}}=v_{ech} \tag{40}$$

se determină viteza care asigură curgerea laminară.

Cu valoarea obţinută se calculează presiunea suplimentară, în regim laminar:

$$p_s=\frac{128\,\eta\,l\,v_{ech}}{D_s^2\,C_L} \tag{41}$$

şi, în continuare, p_{gs}; dacă şi acum $p_{gs}>p_{af}$, cu notaţia

$$\bar{H}=\frac{128\,\eta l}{D_s^2\,C_L}, \tag{42}$$

condiția de echilibru (37) devine

$$p_{gs} = \bar{A} + \bar{H}\, v_{ech} = p_{af}, \tag{43}$$

de unde rezultă

$$v_{ech} = \frac{p_{af} - \bar{A}}{\bar{H}} \tag{44}$$

și apoi se recalculează debitul Q. Sînt cazuri cînd viteza echivalentă (40) are valori foarte mici, greu de acceptat tehnologic; în aceste condiții se poate face calculul direct cu ajutorul relației (44) și se determină viteza care asigură nu laminarizarea, ci obținerea, la limită, a echilibrului.

În cazul manevrei materialului tubular,

$$Re_e = \frac{\rho_f v_m (D_s - D)}{\eta}, \tag{45}$$

în care viteza medie v_m a fluidului dezlocuit se calculează în funcție de starea tuburilor, cu una din relațiile (22) sau (23); prin similitudine,

$$p_s = \lambda_m \frac{v_m^2 \rho_f l}{2 D_{ech}}, \tag{46}$$

în care $\lambda_m = \lambda : 0{,}81$;
pentru $p_{gs} > p_{af}$,

$$Re_e = 2\,299 = \frac{\rho_f v_m D_{ech}}{\eta}, \tag{47}$$

iar

$$v_m = \bar{I} = \frac{2\,299 \cdot \eta}{\rho_f D_{ech}}, \tag{48}$$

din care se determină v_m, care asigură curgerea laminară a fluidului dezlocuit.

În continuare

$$p_s = \frac{128\, \eta\, l\, v_m}{D_s^2\, C_L}, \tag{49}$$

iar, dacă $p_{gs} > p_{af}$,
cu notațiile

$$\bar{J} = \frac{128\, \eta\, l}{D_s^2\, C_L} \tag{50}$$

sau

$$\bar{J}_1 = \lambda_m \frac{\rho_f\, l}{\lambda D_{ech}},$$

se obțin

$$p_{gs} = \bar{A} + \bar{J} v_m = p_{af} \quad \text{sau} \quad p_{gs} = \bar{A} + \bar{J}_1 v_m^2 = p_{af}, \tag{51}$$

respectiv

$$v_m = \frac{p_{af} - \bar{A}}{\bar{J}} \quad \text{sau} \quad v_m = \sqrt{\frac{p_{af} - \bar{A}}{\bar{J}_1}} \tag{52}$$

și apoi viteza de manevră v_t. Este posibil ca și acum relația (48) să conducă la valori mici ale lui v_m, respectiv v_t; dacă se constată acest caz, după încercarea laminarizării se calculează direct v_m cu a doua relație (52) și se face mențiunea că echilibrul se realizează la limită!

Pentru fluide ostwaldiene (emulsii inverse, fluide saline, cu cantități mari de antifiltranți ș.a.)

$$Re_e = \frac{12^{1-n} (D_s - D)^n v_e^{2-n} \rho_f}{\left(\frac{2n+1}{3n}\right)^n K}, \tag{53}$$

în care n reprezintă indicele de comportare la curgere, iar K — indicele de consistență.
Dacă $Re_e > 2\,300$,

$$p_{gs} = p_h + p_s = p_{af}, \tag{54}$$

în care

$$p_s = \lambda \frac{\rho_f v_e^2 l}{2(D_s - D)}, \tag{55}$$

$$\lambda = 4(4{,}54 \cdot 10^{-3} + 64{,}5 \cdot 10^{-3} \cdot Re_e^{-0{,}7}); \tag{56}$$

pentru $Re_e < 2\,300$,

$$p_s = 4 \cdot 12^n \left(\frac{2n+1}{3n}\right)^n \frac{K v_e^n l}{(D_s - D)^{1+n}}. \tag{57}$$

Dacă $p_{gs} > p_{af}$, iar regimul de curgere a fluidului circulat este turbulent, se laminarizează curgerea; în relația (53) se fac notațiile:

$$\alpha_1 = \frac{12^{1-n}}{\left(\frac{2n+1}{3n}\right)^n}, \tag{58}$$

$$\alpha_2 = \frac{(D_s - D)^n \rho_f}{K} \tag{59}$$

și deci

$$2\,299 = \alpha_1 \alpha_2 v_e^{2-n}, \tag{60}$$

de unde rezultă viteza

$$v_e = \sqrt[2-n]{\frac{2\,299}{\alpha_1 \alpha_2}} \tag{61}$$

care asigură la limită curgerea laminară; se recalculează p_{gs}, dar acum pentru p_s se folosește relația (57); dacă și acum

$p_{gs} > p_{af}$, cu notația

$$\bar{L} = 4 \cdot 12^n \left(\frac{2n+1}{3n}\right)^n \frac{Kl}{(D_s - D)^{1+n}} \tag{62}$$

rezultă

$$p_{gs} = \bar{A} + \bar{L} v_e^n = p_{af}, \tag{63}$$

de unde se obține

$$v_e = \sqrt[n]{\frac{p_{af} - \bar{A}}{\bar{L}}} \tag{64}$$

și, în continuare, debitul Q; similitudinea este evidentă și ușor de făcut și pentru operațiile de manevră ale materialului tubular; dacă laminarizarea conduce la valori mici ale lui Q sau v_t, calculele se refac din condițiile la limită adoptate pentru regim turbulent.

Observații

Relațiile convenționale de calcul pentru p_s și Re_e pentru fluidele newtoniene și ostwaldiene au fost preluate după N. Macovei; pentru acestea însă autorul acestei lucrări nu are încă efectuate măsurători practice concrete, ca în cazul fluidelor binghamiene.

Articolul a intrat în redacție la 5. II. 1988

Cu privire la capcanele de hidrocarburi neclasice

Dr. geol. **D. Parasehiv**
I.C.P.P.G. Cîmpina

Dacă ar fi să se procedeze la o privire de ansamblu, retrospectivă și în perspectivă, asupra activității geologice pentru descoperirea de noi rezerve de hidrocarburi pe Glob, aceasta ar putea fi diferențiată, în mod convențional, în trei etape : explorarea capcanelor structurale, explorarea capcanelor nestructurale (neclasice) și cercetarea geologică a rezervoarelor — cu implicații în implementarea proceselor de recuperare.

Primul stadiu al explorărilor (etapa capcanelor structurale) a început, într-o formă mai mult sau mai puțin modernă, cu 120—130 ani în urmă și continuă și astăzi. De fapt și existența capcanelor neclasice a fost sesizată încă din secolul trecut. Într-o primă fază, acestea au fost evidențiate întîmplător, prin lucrările efectuate în scopul explorării obiectivelor structurale. Ulterior, însă, pe măsura acumulării unui volum important de informații, capcanele neclasice au făcut obiectul unor cercetări „deliberate".

Prospectarea și explorarea capcanelor „subtile", ca o preocupare nouă și deliberată, conturîndu-se într-o fază mai tîrzie a cercetării bazinelor, după etapa concepției structurale, s-a impus ca necesitate în momente diferite pe Glob. Mai devreme în S.U.A., Canada și, chiar, U.R.S.S., — țări cu industrie petrolieră seculară, noua orientare a devenit actuală, succesiv, în majoritatea provinciilor productive ale lumii, mai puțin regiunile cu condiții de lucru ostile. Așa se explică faptul că, pînă în anul 1979, se cunoșteau, pe Glob, peste 2 200 cîmpuri productive (cca 9 000 zăcăminte) cu capcane neclasice, dintre care, 850 erau localizate în construcții carbonatice (recifi), 950 în sedimente deltaice, 240 în paleovăi îngropate, 185 în bariere de nisip etc. [9].

În ultimii 5—6 ani, ponderea economică a obiectivelor nestructurale a crescut și mai mult, acestea intervenind cu 26 % din rezervele mondiale de hidrocarburi. La rîndul ei, producția S.U.A., provine, în proporție de 33 %, din capcane neclasice, iar în viitor participarea obiectivelor respective la producția țării menționate se estimează să ajungă la 75 % [1].

Potrivit unor cercetători sovietici [1], numărul capcanelor stratigrafice și litologice dintr-un bazin de sedimentare trebuie să fie mai mare decît cel al obiectivelor structurale, întrucît primele reprezintă capcane primare. Ținîndu-se seama de acest fapt și de existența unui volum imens de informații geologo-geofizice care necesită să fie prelucrate, sintetizate și interpretate, prognozarea, descoperirea și explorarea acumulărilor de hidrocarburi în astfel de obiective constituie o activitate imensă care solicită o apreciabilă capacitate de lucru. În consecință, durata etapei de cercetare a capcanelor neclasice trebuie să fie mai mare decît cea a etapei precedente (etapa capcanelor structurale). Această opinie face însă abstracție de conversiunea progres tehnic-timp.

Una dintre condițiile descoperirii obiectivelor stratigrafice, litologice, diagenetice și hidrodinamice este aceea a „vizibilității" sau posibilității de identificare a capcanei cu ajutorul prospecțiunilor geologo-geofizice. Punerea la punct și utilizarea curentă a unor astfel de metodici și tehnologii necesită timp și sacrificii materiale notabile. Într-o atare situație, cunoașterea avansului și a rezultatelor obținute în alte părți ale lumii sînt elemente de un real folos pentru acei care se află la începutul unui drum de acest fel. Așa cum s-a mai arătat, însă, eforturile și experiența dobîndită în cercetarea capcanelor neclasice sînt diferite la scară globală, întrucît nu toate țările sau companiile de profil au simțit necesitatea economică ori au atins stadii de cunoaștere geologică și tehnologică corespunzătoare investigării unor atari obiective. Pe de altă parte, nu toate realizările din acest domeniu pot fi cunoscute, pe de-o parte din cauza nedifuzării lor, iar, pe de altă parte, datorită posibilităților de informare limitate ale celor interesați.

Pentru industria petrolieră din țara noastră, apare oportun să se consemneze o serie de preocupări și rezultate din cîteva țări socialiste europene, precum și din America de Nord, în special din S.U.A., din punctul de vedere al cercetării capcanelor neclasice.

● În Bulgaria au fost cercetate obiective geologice de pe cuprinsul Platformei moesice și al Prebalcanilor [3; 4], similare cu cele identificate la nord de Dunăre, pe teritoriul românesc. Astfel, în sinclinalul Gorno-Mitropoli s-au urmărit capcane stratigrafice și litologice, la nivelul Triasicului, în care scop s-a făcut uz de criterii geofizice și petrografice. Același tip de capcane, situate în baza Jurasicului, a fost cercetat și în Depresiunea Lomului cu ajutorul prospecțiunilor seismice și al forajelor. În Prebalcani, zonele de prim interes pentru capcanele neclasice au fost stabilite pe baza criterilor hidrogeochimice (inclusiv paleohidrochimice), a potențialu-

lui petroligen și a ocurențelor de hidrocarburi în formațiunile vizate (cretacice inferioare).

● În Iugoslavia eforturile au fost concentrate asupra identificării și conturării capcanelor stratigrafice și litologice formate pe marginile depresiunilor Drava, Slovenia de Est și Banat, regiuni aparținînd Depresiunii panonice și care prezintă condiții geologice similare celor din partea de vest a României. Metoda de bază a constituit-o seismometria, efectuată în diferite variante. Cel mai bun material l-au oferit înregistrările cu stații vibratoare, în cazul cărora s-a aplicat acoperirea multiplă de ordinul 24. Alături de seismometrie, în anumite sectoare, s-au luat în considerație informațiile oferite de cartarea geologică, gravimetrie. Programul cercetărilor de acest fel mai prevede introducerea unor metode noi de investigație, cum ar fi seismica 3 D și geochimia, în varianta „Wega D".

● În Ungaria se acordă un mare credit capcanelor neclasice din Depresiunea panonică. Pentru valorificarea acestora s-au depus eforturi stăruitoare în direcția cercetării, cu predilecție a Neogenului, de pe poziția științifică respectivă. Lucrările de prospecțiune și explorare au drept suport concepția geologică de umplere a bazinului panonic în timpul Neogenului, potrivit căruia aceasta (umplerea) a avut loc, de la margini spre interior, sub influența sistemelor deltaice. Pe lîngă prelucrările complexe ale datelor geologice și geofizice, s-a procedat și la modelări privind evoluția bazinului. Rolul primordial în evidențierea capcanelor neclasice l-au avut prospecțiunile geofizice și, mai ales, interpretarea stratigrafică a profilelor seismice. În ceea ce privește detectarea capcanelor diagenetice (zonele alterate), foarte frecvente (ca de altfel și în țara noastră) la nivelul fundamentului metamorfico-eruptiv, activitatea a fost dirijată în mai multe direcții [2]: realizarea carotajului sintetic, prelucrarea și examinarea datelor gravimetrice, determinarea porozității rocilor pe carote de lung metraj, utilizarea unei variante a metodei Murray pentru estimarea (pe cale matematică) curburilor fundamentului; aplicarea unei formule (modificată după Snow) în scopul determinării densității fisurilor. Programul elaborat în scopul cercetării capcanelor neclasice prevede o aplicare mai largă a sedimentologiei (mega și macrosedimentologie) și atrage atenția asupra necesității schimbării concepției geologice în activitatea de prospecțiune și explorare prin abandonarea „mitului" structurilor închise și amplasarea sondelor în condiții geologice care, pînă acum, au apărut ca absurde.

● În R.D. Germană lucrările au fost concentrate în zona valului Altmark, unde ponderea obiectivelor de perspectivă, localizate în Permian, revine capcanelor litologice și, într-o măsură mai mică, celor stratigrafice. Importanța cea mai mare în cercetarea capcanelor nestructurale o au metodele geologice (reconstituirile paleogeografice, analizele litologo-petrografice etc.), combinate cu lucrările seismice și de foraj.

● În U.R.S.S. lucrările se desfășoară organizat și sistematic la scara întregii țări. Potrivit materialelor publicate [9; 1; 6] activitatea de cercetare în domeniul respectiv îmbracă două aspecte majore: fundamentarea teoretică (științifică) a cercetărilor și efectuarea de lucrări metodologice experimentale. Din punct de vedere teoretic sînt de remarcat două concepții majore. Prima dintre ele [9;1] stabilește o relație între existența și natura capcanelor neclasice, pe de o parte, și stadiile ciclurilor tectonosedimentare, pe de altă parte. Cea de-a doua [11; 7], bazîndu-se, în principal, pe rezultatele seismicii stratigrafice, consideră că există o legătură strînsă între formarea și structura capcanelor de sedimentare și geneza capcanelor de hidrocarburi, în sensul că complexul de umplere laterală și complexul de progradare laterală sînt cele mai favorabile generării acestora din urmă. Activitatea de bază constă, însă, dintr-un important volum de lucrări, de teren și de laborator, vizînd stabilirea celor mai adecvate metodici și tehnologii de cartare și conturare a capcanelor neanticlinale. În acest scop s-au selecționat mai multe poligoane de referință, iar în cadrul lor „loturi etalon", care corespund unor unități geologice reprezentative ce alcătuiesc teritoriul U.R.S.S. În limitele loturilor etalon se experimentează un complex de metode și tehnologii, diferențiat, în funcție de condițiile naturale specifice acestora și de scopurile urmărite. Printre lucrările experimentale care se execută sînt de menționat: forajul parametric, de prospecțiune și de explorare, prospecțiuni seismice cu acoperire multiplă, gravimetrie de mare precizie, magnetometrie, electrometrie, radiometrie, geochimie, termometrie și metode aero-spațiale. Dintre acestea, ponderea o au seismometria și forajul geologic, asociate cu geofizica de sondă (carotajul acustic, carotajul de densitate, seismo-carotajul și sondajul seismic vertical). Experimentările efectuate au dus la o serie de rezultate pozitive în lanț, mai ales în domeniul construcțiilor carbonatice (recifi), dar, cu toate acestea, metodologia lucrărilor nu este, încă, pusă la punct [1] și experimentările continuă.

În America de Nord și, mai ales, în S.U.A., cercetarea capcanelor neclasice pune accentul pe tehnologie, situînd în centrul preocupărilor, geofizica de sondă. Această manieră de abordare a problemelor este determinată de gradul de cunoaștere realizat, exprimat printr-o densitate mare de foraje, în condițiile unor investigații complexe și de bună calitate. Procedînd

astfel, punctul de plecare îl constituie aspectele concrete, locale, fără însă a se neglija contextul regional. Existenţa unui volum mai mare de date a impus utilizarea calculatoarelor cu ajutorul cărora se realizează prelucrarea digitală a tuturor informaţiilor legate de geofizica de sondă, geofizica de cîmp, analizele de laborator. Interpretarea complexă a datelor disponibile dintr-o anumită zonă se realizează printr-o strînsă colaborare între geologi şi geofizicieni (inclusiv log-analişti) cu experienţă notabilă în domeniul capcanelor neclasice. Detalii asupra metodologiei şi tehnologiei utilizate în S.U.A., ca şi în U.R.S.S., vor fi prezentate într-un articol viitor.

● În România, preocupările vizînd descoperirea capcanelor neclasice s-au desfăşurat sub forma unor studii de microfacies, sinteze geologice, prelucrări speciale şi interpretări ale materialului seismic şi, chiar, proiectarea de foraje. Atare cercetări s-au referit mai mult la construcţiile carbonatice din Malm-Cretacicul Platformei moesice şi la variaţiile litofaciale, asociate cu discordanţe stratigrafice, din Neogenul Banatului. În afara datelor derivînd din peocupările menţionate, se dispune de un volum imens de informaţii referitoare la capcanele neclasice, informaţii oferite de lucrările efectuate în scopul evidenţierii obiectivelor structurale.

Ţinînd seama de elementele aduse în discuţie, precum şi de alte numeroase materiale documentare publicate, rezultă că în privinţa „vizibilităţii" sau a posibilităţilor de identificare a capcanelor neclasice s-au făcut paşi importanţi, dar, cu toate realizările pozitive înregistrate în lume, deocamdată nu se dispune, încă, de un ansamblu de mijloace tehnice şi metodologii suficient de bine puse la punct. Ca atare, obiectivele urmărite şi cercetările întreprinse în domeniul respectiv sînt considerate ca făcînd parte din „zonele de frontieră", datorită eficienţei lor economice reduse. De exemplu, în S.U.A., ţară cu o bună experienţă în materie şi cu un remarcabil arsenal tehnologic, sondele săpate pentru Formaţiunea de Minnelusa au avut rezultate pozitive în proporţie de 15—20% la explorare şi de 65—70% la dezvoltare.

În pofida unor inconveniente de ordin tehnico-economic, explorarea capcanelor neclasice constituie o etapă necesară, cel mai adesea obligatorie, în istoria industriei extractive de petrol şi gaze. Luînd în considerare acest fapt, autorul articolului de faţă îşi propune să continuie discuţiile pe tema menţionată, cu următoarele aspecte:

— clasificarea capcanelor neclasice;

— cadrul geologic care favorizează geneza capcanelor neclasice;

— prezenţa capcanelor neclasice şi a tipurilor acestora pe teritoriul României;

— metodica de cercetare a capcanelor neclasice.

Bibliografie

[1] Alexin, A., Hromov, V., Melik, N. *Poisk zalejei nefti i gaza v lovuşkah neantiklinalinogo tipa.* Nedra, 199 pag., Moskva, 1985.

[2] Balla, K. et al. *Reservoir parameters of fractured metamorphic rocks and some methodological developments in their determination as reveald by case histories from Hungary.* 27th Intern. Geol. Congr., Abstracts VII., 13th section, pag. 13—14, Moskow, 1984.

[3] Bokov, P. *Osobennosti v subacvalnata paleomorfologhiceskaia evoliuţiia na severna Bîlgaria prez Fanerozoia i Tîrseneto na neft i gaz.* Rev: Bulg. Geol. Soc. XLVII/3, pag. 14—28, Sofia, 1986.

[4] Bokov, P. *Obşci model za vrîzkata mejdu zonite s defiţitna sedimentaţiia i neftogazosnostta.* Rev. Bulg. Geol. Soc. XLVIII/2, pag. 38—45, Sofia, 1987.

[5] Forgotson, J. Jr. Forgotson, J. *Porosity pod-concept for successful stratigraphic exploration of fine grained sandstones.* B.A.A.P.G., 59/7, pag. 1113—1125, Tulsa, 1975.

[6] Gogonenko, G. *Advances in the technics of monanticlinal hydrocarbon traps location.* 12th W.P.C., PD 4/5, Houston, 1987.

[7] Jarkov, S. *Komplexî bokovogo naraşcevaniia i lateralnogo zapolneniia sedimentaţionnih lovuşkah.* Dokl. Akad. Nauk SSSR, 292/4, pag. 939—941, Moskva, 1987.

[8] Levorsen, A. *The obscure and subtle traps.* B.A.A.P.G., 50/10, pag. 2058—2067, Tulsa, 1966.

[9] Ovanesov, G. ş.a. *Development in exploration of non-tectonic traps.* 10th W.P.C., R.P.3, Bucharest, 1979.

[10] Paraschiv, D. *Capcane subtile cu hidrocarburi în România.* Mine, Petrol şi Gaze, nr. 6, pag. 269—270, 1975.

[11] Slesinger, A. *Komplexî porod sedimentaţionnîh lovuşek po materialam seismostratigraficeskogo analiza.* Gheol. i Gheof., nr. 1, pag. 12—18, Moskva, 1987.

ORSZÁGOS MŰSZAKI INFORMÁCIÓS KÖNYVTÁR MAZPONT ÉS KÖNYVTÁR 1883

Institutul de cercetări si proiectări pentru petrol si gaze Cîmpina

Execută pentru partenerii săi:

STUDII

• studii geologice complexe privind elaborarea şi fundamentarea programului de lucrări de prospecţiune şi explorare în vederea stabilirii perspectivelor de hidrocarburi ale bazinelor sedimentare • studii de evaluare a rezervelor de prognoză şi industriale şi de prevedere a producţiei de hidrocarburi • studii şi documentaţii tehnice privind extracţia ţiţeiului din sonde/mine • studii privind interpretarea calitativă şi cantitativă a diagrafiilor de sondă, elaborarea de programe şi prelucrarea datelor la calculatoarele electronice • studii de exploatare a zăcămintelor de ţiţei şi gaze • studii asupra metodelor de recuperare • studii economice şi de optimizare • studii şi cercetări privind forajul sondelor, extracţia, transportul şi distribuţia gazelor naturale • procese şi aparate de ardere a gazelor naturale.

DOCUMENTAŢII TEHNICE

• documentaţii tehnice (engineering) privind colectarea, separarea, încălzirea cu flacără directă, desulfurarea, depozitarea şi transportul ţiţeiului, apei şi gazelor • documentaţii tehnice pentru instalaţiile de suprafaţă din şantiere • documentaţii tehnice privind amenajări de baze petroliere, instalaţii portuare pentru primirea şi expedierea ţiţeiului şi produselor petroliere • documentaţii tehnico-economice pentru investiţiile privind forajul sondelor, extracţia, distribuţia şi utilizarea gazelor naturale • documentaţii tehnice de instalaţii autotransportabile pentru intervenţie la sonde şi măsurători • documentaţii tehnice privind extracţia ţiţeiului prin minerit şi prelucrarea şisturilor petrolifere.

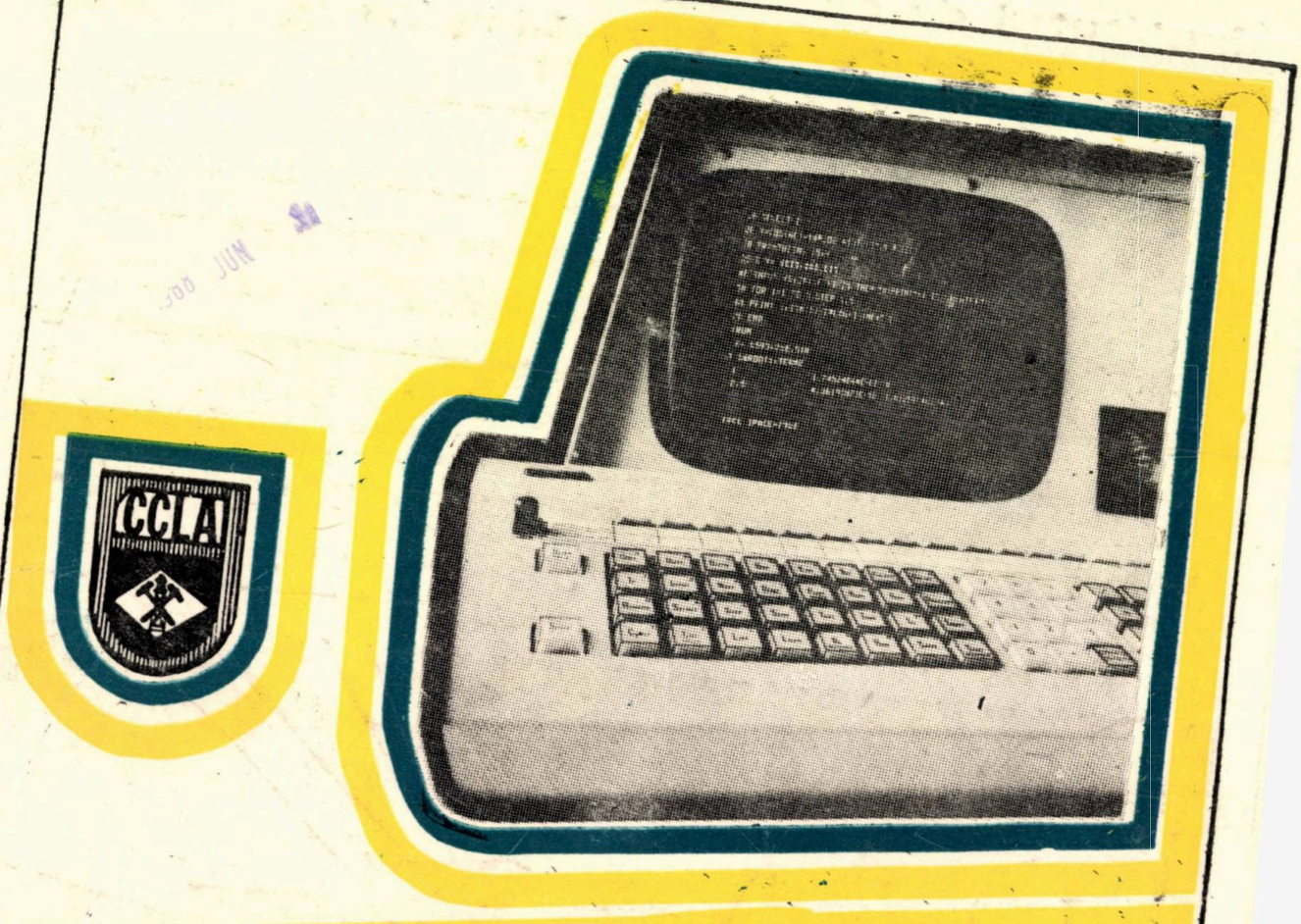
ANALIZE

• analize petrofizice (densitatea, susceptibilitatea şi orientarea magnetică) • analize petrografice-mineralogice (determinări microscopice în secţiuni subţiri ale mineralelor grele şi reziduurilor insolubile, granulometrii, conţinutul în carbonaţi, determinări în raze X, analize termodiferenţiale) • analize geochimice (determinarea elementelor anorganice, extracţii cu solvenţi, analize spectrografice, cromatografice, analize de ţiţei, apă şi gaze) • analize paleontologice (microfaunistice, macrofaunistice şi palinologice) • analiza diagrafiilor şi evaluarea formaţiilor • analize convenţionale şi speciale pentru carote (porozităţi, permeabilităţi, saturaţii în apă interstiţială, presiuni capilare, permeabilităţi relative etc.) • analiza gazelor, condensatului, ţiţeiului şi apei extrase din sonde • analiza fluidelor de foraj şi a pastelor de cimentare a sondelor.

ALTE ACTIVITĂŢI

• măsurarea presiunilor şi a temperaturilor din sondele productive, analize P.V.T. • materiale noi (aditivi) pentru fluidele de foraj, pentru degajarea garniturii de foraj: paste de ciment, stimularea producţiei, dezemulsionarea, reducerea viscozităţii şi tratarea ţiţeiului pentru transport, combaterea coroziunii, crustelor • dispozitive de control pentru activitatea de foraj, dispozitive de gaz-lift, aparate pentru evaluarea presiunii, temperaturii şi colectarea probelor de ţiţei şi gaze din sonde, mecanisme de ceasornic • aparate pentru determinarea presiunii de vapori şi densităţii gazolinei • aparate pentru determinarea stabilităţii electrice a emulsiilor inverse • prese pentru testarea rezistenţei pietrei de ciment • nivelmetre • instalaţii şi pompe de injecţie a chimicalelor pentru evacuarea lichidelor acumulate în gaura de sondă.

I.C.P.P.G. CÎMPINA, str. CULTURII nr. 29, telefon 973/36351, 36353, 36354, cod 2150



CENTRUL DE CALCUL SI LUCRARI AUXILIARE

CCLA BUCURESTI, str. Biserica Amzei nr. 23, telefon 59 70 60

Realizează pentru beneficiarii din ramura extractivă o gamă variată de lucrări prin:

ACTIVITATEA DE INFORMATICA

• proiectare şi implementare de produse informatice în domeniile: foraj sonde; producţie ţiţei şi gaze; distribuţie gaze; aprovizionare-desfacere, financiar-contabilitate, personal, retribuire şi altele; • exploatare curentă a produselor informatice pentru beneficiarii din sistem.

ACTIVITATEA INDUSTRIALA

• produce pentru instalaţiile şi utilajele din industria petrolieră o gamă diversificată de articole tehnice din cauciuc - pentru majoritatea acestora, fiind singurul furnizor din economie care răspunde cerinţelor tuturor unităţilor din sectorul de petrol şi gaze.

ACTIVITATI AUXILIARE

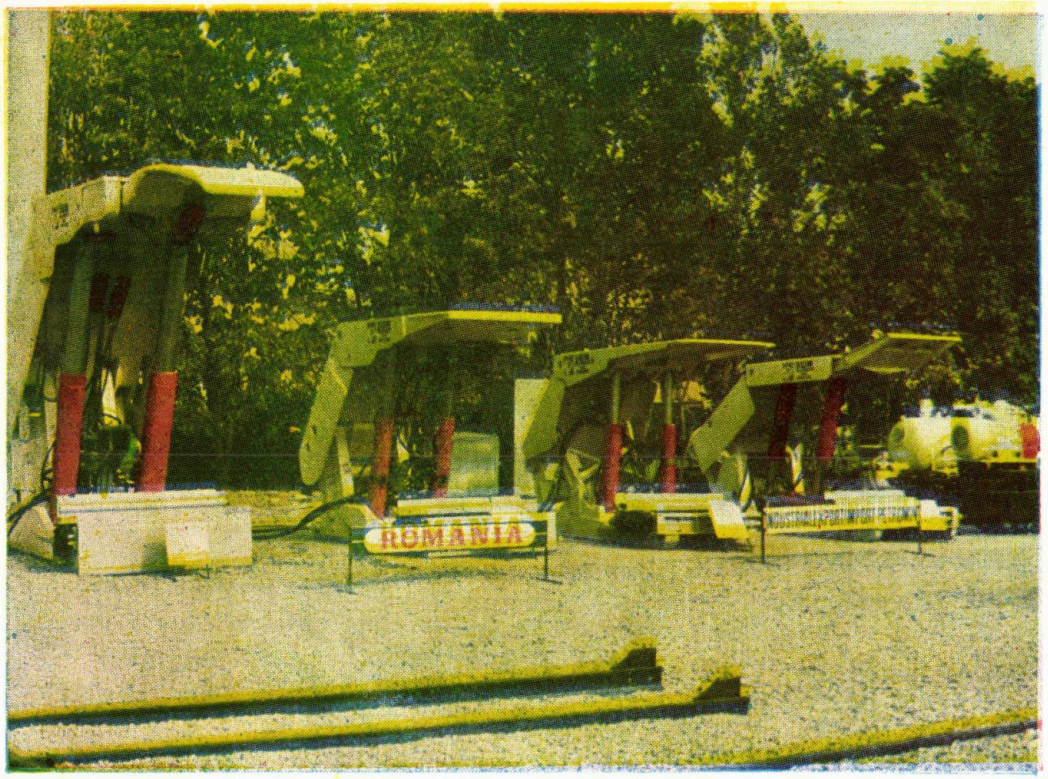
• machete pentru obiective de investiţii şi tehnologii de producţie pentru industria extractivă de petrol şi gaze, lucrări de editare şi tehnoredactare, tipărire şi legătorie etc.

E 1445

MINE PETROL GAZE

BUCUREȘTI – ROMÂNIA ★ Vol. 39, iunie 1988

6



ÎNTREPRINDEREA DE UTILAJ MINIER FILIPEŞTII DE PĂDURE

FILIPESTII DE PADURE - Jud. PRAHOVA, cod 2067,
cod Sirues 0775497, telefon 971/23890, telex 19635

PRODUCE :

- UTILAJE PENTRU OPERATII MINIERE IN ABATAJE
  - Complexe mecanizate de abataj;
  - Scuturi mecanizate de abataj;
  - Stîlpi de abataj cu fricţiune.
- UTILAJE PENTRU SAPAREA LUCRARILOR MINIERE
  - Combine de înaintare tip CI-1M, CI-1G.
- UTILAJE PENTRU SAPAREA MECANIZATA A SUITORILOR
  - Platforma de săpat suitori.
- UTILAJE HIDRAULICE DE FORTA SI COMANDA
  - Pompe de înaltă presiune tip AH 78/350, 3PP80;
  - Cilindri hidraulici minieri;
  - Echipamente hidraulice.
- APARATAJ ELECTRIC DE COMANDA IN CONSTRUCTIE ANTIGRIZUTOASA
- DIVERSE
  - Pompe pentru evacuarea apelor cu suspensii din subteran;
  - Prese hidraulice;
  - Maşini de curbat profile metalice;
  - Construcţii metalice diverse.

MINE, PETROL ŞI GAZE

ORGAN AL MINISTERULUI MINELOR ŞI AL MINISTERULUI PETROLULUI

ANUL XXXIX

Nr. 6 1988

MAGYAR MUSZAKI ...

CUPRINS

Skroban, A., Jula, D., Marian, I., Skroban, A., Skroban Cioabă Ileana **Testarea şi atestarea susţinerilor mecanizate de abataj în vederea introducerii în subteran** 266

Bălan, I. T., Diaconu, V. **Aspecte privind modernizarea susţinerilor mecanizate de abataj de producţie indigenă pentru minele din Valea Jiului** . . 271

Chisăliţă, I. **Concepte actuale privind proiectarea, execuţia, montajul şi exploatarea construcţiilor pentru turnuri de extracţie miniere** 273

Cornea, Z. **Caracteristicile de funcţionalitate a coloanelor de aeraj parţial** 277

Cosma, R., Mărunţeanu Mariana **Tufuri şi tufite terţiare — vulcanism intra- şi extracarpatic ?** 281

Ionel, A. **Analiza energetică a sondelor în pompaj de adîncime cu prăjini** . . 286

Pârcălăbescu, I. D. **Zeoliţi decelaţi în roci colectoare şi protectoare ale unor zăcăminte de hidrocarburi fluide din România şi unele supoziţii de geneză** 292

Pavel, A. **Coroziunea fisurantă** . . 303

Paraschiv, D. **Sistematizarea capcanelor de hidrocarburi neclasice** 311

COLEGIUL DE REDACŢIE

Preşedinte : ing. **Vasile-Gheorghe Scripăţ-Florescu** ; *vicepreşedinţi :* dr. ing. **Gheorghe Aldea** şi ing. **Traian Cojocaru** ; *membri :* ing. **Teodor Boru**, ing. **Gheorghe Boteanu**, ing. **Alexandru Butac**, ing. **Minea Ene**, prof. dr. ing. **Dumitru Fodor**, dr. ing. **Iancu Geangălă**, ing. **Gheorghe Giuclea**, ing. **Ion Gâf-Deac**, dr. ing. **Mircea Guran**, ing. **Ion Mărăscu**, ing. **Ion Mitrea**, dr. ing. **Florea Neagu**, ing. **Nicolae Pantilie**, ing. **Mircea Refec**, ing. **Aurel Sandu**, dipl. univ. **Elena Vrânceanu**, *redactor.*

REZUMATE

C.Z. 622.285.013.5

Skroban, A. ş.a. *Testarea şi atestarea susţinerilor mecanizate de abataj în vederea introducerii în subteran*

În urma unor cercetări minuţioase, de lungă durată, se prezintă condiţiile pe care trebuie să le îndeplinească susţinerea mecanizată, se descriu modul de încercare, valorile care trebuie măsurate şi importanţa interpretării acestora, recomandîndu-se ca testarea şi atestarea acestor utilaje să se facă într-un cadru similar cu cel al echipamentelor electrice antigrizutoase.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 6, 1988

C.Z. 622.285

Bălan, I. T., Diaconu, V. *Aspecte privind modernizarea susţinerilor mecanizate de abataj de producţie indigenă pentru minele din Valea Jiului*

În vederea adaptării susţinerilor mecanizate la condiţiile locale specifice, de o mare diversitate, au fost elaborate criteriile de modernizare a susţinerilor mecanizate de abataj, care urmăresc creşterea disponibilităţilor de utilizare la condiţii geologice şi tehnico-miniere diferite, precum şi creşterea indicatorilor tehnico-economici ai susţinerilor mecanizate existente.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 6, 1988

C.Z. 622.673.014.5

Chisăliţă, I. *Concepte actuale privind proiectarea, execuţia, montajul şi exploatarea construcţiilor pentru turnuri de extracţie miniere*

Autorul analizează problema proiectării structurilor pentru construcţia turnurilor de extracţie, tehnologiile moderne de execuţie, premontaj şi montaj, precum şi aspectele urmăririi comportării în exploatare şi întreţinere.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 6, 1988

C.Z. 622.45

Cornea, Z. *Caracteristicile de funcţionalitate a coloanelor de aeraj parţial*

Se prezintă funcţionalitatea coloanelor de aeraj parţial, stabilind caracteristicile de debit şi de presiune, precum şi mărimea factorului de montaj ce trebuie avut în vedere la dimensionarea instalaţiilor şi implicaţia acestuia în problematica aerajului parţial, în special al coloanelor de lungimi mari.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 6, 1988

C.Z. 553.534: 551.21

Cosma, R., Mărunţeanu Mariana *Tufuri şi tufite terţiare — vulcanism intra- şi extracarpatic?*

Luînd în considerare însemnatele diferenţieri litofaciale, mineralogice şi chimice între tufurile miocene şi principalele ipoteze privind sursa materialului piroclastic, autorii aduc noi argumente pentru existenţa unui vulcanism local, atît intra-, cît şi extracarpatic, acesta din urmă putînd fi asociat cu existenţa unor fracturi crustale radiale, perpendiculare pe catena carpatică.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 6, 1988

C.Z. 622.241.6: 622.243.415

Ionel, A. *Analiza energetică a sondelor în pompaj de adîncime cu prăjini*

Se prezintă o metodă practică de determinare a pierderilor de energie de-a lungul lanţului de transmisie a energiei de la motor la pompa de adîncime în instalaţiile de extracţie a ţiţeiului din sonde prin pompaj de adîncime cu prăjini. Prin corelarea analizei tehnologice a procesului de pompare cu o analiză energetică a instalaţiei de pompare pot rezulta măsuri de îmbunătăţire a procesului de pompaj de adîncime cu consum de energie minim.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 6, 1988

C.Z. 553.982; 553.611.9; 550.837

Pârcălăbescu, I. D. *Zeoliţi decelaţi în roci colectoare şi protectoare ale unor zăcăminte de hidrocarburi fluide din România şi unele supoziţii de geneză*

Folosind cercetările roentgenostructurale şi chimico-spectrale asupra mediului solid al mai multor zăcăminte conţinînd fluide, din România, se pun în evidenţă zeoliţii participanţi, se prezintă o succintă sinteză asupra proprietăţilor acestora, se face o corelare a lor cu apele mineralizate de zăcămînt şi se propune un model energetic de formare a zeoliţilor participanţi.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 6, 1988

C.Z. 620.193; 621.643

Pavel, A. *Coroziunea fisurantă*

Conceptul de coroziune fisurantă se abordează şi se fundamentează în conformitate cu preceptele mecanicii fracturării materialelor tehnice asistate de mediu. Se formează condiţiile corespunzătoare de fiabilitate şi de rebutare. Fisurarea lentă se analizează distinct faţă de fisurarea prin CORFIS.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 6, 1988

C.Z. 622.982.239

Paraschiv, D. *Sistematizarea capcanelor de hidrocarburi neclasice*

Se definesc, mai întîi, termenii de capcană, zăcămînt şi structură. În ceea ce priveşte clasificarea, autorul adoptă criteriul genetic, potrivit căruia grupul capcanelor neclasice (nestructurale, subtile, litostratigrafice etc.) este împărţit în patru subgrupe: stratigrafice, litologice, diagenetice şi hidrodinamice.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 6, 1988

CONTENTS

C.Z. 622.285.013.5

Skroban, A. et al. *The testing and attestation of face powered supports with a view to their underground installation*

As a result of detailed time consuming research work, the author presents the conditions the powered supports must satisfy, as well as their testing method, the values that have to be measured and the importance of their interpretation. It is recommended that the testing and attestation should be done in an environment similar to that of the antigaseous electrical equipment.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 39, nr. 6, 1988

C.Z. 622.285

Bălan, I. T., Diaconu, V. *Aspects concerning the moder nization of Romanian mechanized supports for slopes in the Jiu Valley mines*

For the adaptation of mechanized supports to the specific local conditions, which are quite different, the criteria for the modernization of mechanized supports for stopes have been worked out; they aim to the improvement of their availability in various geologic and mining conditions, as well as to that of the technico-economic indicators of present day mechanized supports.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 39, nr. 6, 1988

C.Z. 622.673.014.5

Chisăliță, I. *New concepts regarding the design, manufacture, installation and exploitation of constructions for pitheads*

The author analyses the problem concerning the design of structures for the construction of pitheads, the modern building, preinstallation and installation techniques, as well as exploitation and maintenance behaviour.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 39, nr. 6, 1988

C.Z. 622.45

Cornea, Z. *The functional characteristics of partial ventilation columns*

The functional characteristics of partial ventilation columns is presented, as well as the characteristics regarding the air flow and pressure and the value of the installation factor, which must be taken into account when dimensioning the installations and its importance for the problem of partial ventilation, especially when the columns are very long.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 39, nr. 6, 1988

C.Z. 553.534: 551.21

Cosma, R., Mărunțeanu Mariana *Terliary tuffs and tuffites — intra and extra- Carpathian vulcanism*

Taking into account the important lithofacial, mineralogic and chemical differences among the Miocene tuffs and the main theories concerning the source of the pyroclastic material, the authors put forward new arguments for the existence of local vulcanism both in intra- and an extra- Carpathian radial crust fractures which are perpendicular to the Carpathian mountain range.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 39, nr. 6, 1988

C.Z. 622.241.6: 622.243.415

Ionel, A. *The energetic analysis of wells for deep sucker rods*

A practical method for the determination of the power losses along the chain for the transmission of power from the engine to the deep pump in the installations for the extraction of crude from wells by deep sucker rods is presented. By correlating the technological analysis of the pumping process with an energetic analysis of the pumping installation measures for the improvement of the deep pumping process, with a low power consumption, can be brought about.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 39, nr. 6, 1988

C.Z. 553.982: 553.611.9: 550.837

Pârcălăbescu, I. D. *Zeolites made evident in collector and protecting rocks of some fluid hydrocarbon deposites in Romania and some suppositions regarding their origin*

Making use of the roentgeno-structural and chemical-spectral research work, regarding the solid environment of several deposits with fluid contents in Romania, the participating zeolites are made evident and a short summary on their characteristics is presented, as well as their correlation to the mineralized waters in the deposits; an energetic model for the formation of participating zeolotes is proposed

Mine, Petrol și Gaze, vol. 39, nr. 6, 1988

C.Z. 620. 192: 621.643

Pavel, A. *Fissuring corrosion*

The concept of fissuring corrosion is approached and based on the precepts regarding the mechanics of technical materials fracturing, assisted by the environment. The fezability and rebuttal corresponding conditions are worked out. The slow fissuring is distinctly analysed as compared to the fissuring by CORFIS.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 39, nr. 6, 1988

C.Z. 622.982.239

Paraschiv, D. *The systematization of non-classical hydrocarbon traps*

First the terms of trap, deposit and structure are defined. As to the classification, the author adopts the genetic criterion, according to which the group of non-classical traps (non-structural, subtle, lithostratigraphical ones etc.) is divided into four subgroups: stratigraphical, lithological, diagenetic and hydrodinamical ones. All these subgroups are the result of several factors, their name corresponding to the characteristic or dominant factor.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 39, nr. 6, 1988

СОДЕРЖАНИЕ

C.Z. 622.285.013.5

Скробан, А. и др. *Тестирование и аттестация механических забойных крепей в виду использования в подземном пространстве*

После подробных длительных исследований представлены условия, которые должны выполнять механическая крепь; описаны способ испытания, измеряемые величины и важность их интерпретации, рекомендовая тестирование и аттестация этого оборудования в одинаковых условиях как оборудование взрывобезопасного исполнения.

Ключевые слова: тестирование, аттестация, механическая крепь, исследования, оборудование, величины.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 39, nr. 6, 1988

C.Z. 622.285

Бэлан, И. Т., Диакону, В. *О модернизации механических крепей отечественного производства для шахт бассейна Валя Жиулуй*

Для приспасабливания механических крепей отечественного производства к различным местным специфическим условиям были разработаны критерии модернизации механических крепей в виду повышения возможностей их использования в геологических и горно-технических условиях, а также повышния показателей технико-экономических действующих механических крепей.

Ключевые слова: модернизация, механические крепи, бассейн Валя Жиулуй, условия, показатели.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 39, nr. 6, 1988

C.Z. 622.673.014.5

К и с э л и ц э, И. *Современные концепты проектирования, изготовления, монтажа и эксплуатации конструкции для шахтных копёров*

Автор анализирует вопрос структур для конструкций шахтных копёров технологии, изготовления, предмонтажа и монтажа, а также виды поведения во время эксплуатации и содержания.

К л ю ч е в ы е с л о в а: концепты, проектирование, копёр, технология, эксплуатация.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 6, 1988

C.Z. 622.45

К о р н я, З. *Характеристики функциональности труб для частичного проветривания*

Представлена функциональность труб для частичного провертривания, устанавливая характеристики производительности и давления, а также величина фактора монтажа, который должен иметь в виду при установлении размеров установки и последствия этого фактора особенно для колонн больших длин.

К л ю ч е в ы е с л о в а: характеристики, функциональность, частичное проветривание, производительность, давление, монтаж, установка.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 6, 1988

C.Z. 553.534: 551.21

К о с м а, Р., М э р у н ц я н у М а р и а н а *Третичные туфы и туфиты — интра- и экстракарпатический вулканизм?*

Имея в виду важные литофациальные, минералогические и химические разности между миоценовыми туфами и главные гипотезы о источнике пирокластического материала, авторы приносят новые аргументы для локального вулканизма, как интра- так и экстракарпатического, последний может быть связан с поверхностными радиальными разрывами, перпендикулярными карпатической цепи.

К л ю ч е в ы е с л о в а: туфы, вулканизм, карпатическая цепь, гипотез, поверхностный разрыв.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 6, 1988

C.Z. 622.241.6: 622.243.415

Й о н е л, А. *Энергетический анализ скважин с глубинными насосами и штангами*

Представлен практический метод определения энергетических потерь вдоль цепи передачи энергии от двигателя к глубинному насосу на установках для добычи нефти из скважин глубинными насосами с штангами. Связью технологического анализа нагнетательного процесса с энергетическим анализом нагнетательнлой установки вытекают меры для улучшения глубинного нагнетательного процесса с минимальным расходом энергии.

К л ю ч е в ы е с л о в а: анализ, энергия, глубинные насосы, штанги, скважина, установки, меры, расход.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 6, 1988

C.Z. 553.982: 553.611.9: 550.837

П ы р к э л ъ б е с к у, И. Д. *Зеолиты, размещены в коллекторных породах, защищающих флюидные углеводородные месторождения Румынии, и некоторые соображения о генезисе*

Используя рёнтгенно-структурные и химико-спектральные исследования твёрдой среды многих месторождений с флюидами Румынии, выявлены участвующие зеолиты, представлены краткий синтез их свойств, их соотношение с минерализованными водами месторождения и предлагается энергетическая модель образования участвующих зеолитов.

К л ю ч е в ы е с л о в а: зеолиты, коллекторные породы, углеводородные месторождения, исследования, рёнтгенные исследования, свойства.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 6, 1988

C.Z. 620.193: 621.643

П а в е л, А. *Щелевая коррозия*

Концент щелевой коррозии представляется и основывается в соответствии с принципами механики разрыва технических материалов под влиянием среды. Образуются соответствующие условия прогрессивности и забраковки. Медленное щелевание анализируется отдельно от коррозии КОРФИС-ом.

К л ю ч е в ы е с л о в а: щелевая коррозия, механика разрыва, среда, КОРФИС.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 6, 1988

C.Z. 622.982.239

П а р а с к и в, Д. *Систематизирование ловушек неклассических углеводородов*

Представлены термины ловушки, месторождения и структуры. В виду классификаций автор применяет генетический критерий, по которому группа неклассических ловушек (бесструктурные, тонкие, литостратиграфические и др.) разделена на четыре подгруппах: стратиграфические, литологические, диагенетические и гидродинамические. Все эти подгруппы являются результатом участия многих факторов, их наименование дано по характеристическому или специфическому фактору.

К л ю ч е в ы е с л о в а: ловушка, углеводороды, критерий, группа, факторы.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 6, 1988

SOMMAIRE

C.Z. 622.285.013.5

S k r o b a n, A. **et** a l. *L'essai et l'attestation des soutènements marchants d'abattage en vue de leur introduction dans le souterrain*

A la suite des recherches minutieuses, de longue durée, on présente les conditions que doivent remplir les soutènements marchants, on décrit le mode d'essai, les valeurs que doivent être mesurées et l'importance de l'interpretation de celles-ci, en faisant la recomandation que l'essai et l'attestement de ces outillages soient faites dans un cadre similaire à celui des equipements electriques antigrisouteux.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 6, 1988

B ă l a n, I. T. *Aspects concernant la modernisation des soutènements marchants d'abattage de fabrication indigène pour les mines de la Vallée de Jiu*

En vue de l'adaptation des soutènements marchants aux conditions locales spécifiques, d'une grande diversité, ont été élaborés des critères de modernisation des soutènements marchants d'abattage qui ont en vue l'augmentation des disponibilités d'utilisation dans des conditions géologiques et téchnique-minières différents, de même que l'augmentation des indicateurs téchnique-économiques des soutènements marchants existents.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 6, 1988

C.Z. 622.673.014.5

C h i s ă l i ţ ă, I. *Concepts actuels concernant la projection, l'execution, le montage et l'exploitation des constructions pour les chevalements d'extraction miniers*

L'auteur analyse le problème de la projéction des structures pour la construction des chevalements d'extraction, les technologies modernes d'execution, prémontage et montage, des même que les aspects de la poursuite du comportement dans l'exploitation et l'entretien.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 6, 1988

C.Z. 622.45

C o r n e a, Z. *Les charactéristiques fonctionnelles des gaines d'aérage partiel*

On présente la fonctionnalité des gaines d'aérage partiel, en établissant les caractéristiques de débit et de pression de même que la dimmension du facteur de montage qu'on

doit avoir en vue pour le dimmensionnement des installations et l'implication de celui-ci dans l'ensemble des problèmes concernant l'aérage partiel, en particulier des gaines à grandes longueurs.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 6, 1988

C.Z. 553.534: 551.21

Cosma, R., Mărunţeanu Mariana *Tufs et tufites tertiaires — volcanisme intra- et extracarpathique?*

Prenant en considération les différences importantes lithofacielles minéralogiques et chimiques entre les tufs miocènes et les principales hypothèses concernant la source du matériel pyroclastique, les auteurs apportent de nouveaux arguments pour l'existence d'un volcanisme local, intra- et extracarpathique, le dernier pouvant être associé avec l'existence de certaines fractures croûtales radiales, perpendiculaires sur la chaine carpathique.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 6, 1988

C.Z. 622.241.6: 622.243.415

Ionel, A. *L'analyse énergétique des puits pompés en profondeur à tiges*

On présente une méthode pratique de détermination des pertes d'énergie le long de la chaine de transmission de l'énergie du moteur à la pompe de profondeur dans les installations d'extraction de la huil des puits par pompage en profondeur à tiges. Par la corrélation de l'analyse technologique du processus de pompage avec une analyse énergétique de l'installation de pompage peuvent résulter des mesures d'améliorement du processus de pompage en profondeur avec une consommation minime d'énergie.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 6, 1988

C.Z.553.982: 553.611.9: 550.837

Pârcălăbescu, I. D. *Les zéolites décellés dans des roches collectrices et protectives de certains gisements de hydrocarbures fluides de Roumanie et quelques suppositions de génèse*

Faisant appel aux recherches roentgeno-structurale et chimiques-spectrales sur le milieu solide de plusieurs gisements à contenu de fluides de Roumanie, on met en évidence les zéolites participants, on présente une courte synthèse sur les proprietés de ceux-ci, on fait une corrélation avec les eaux minéralisés de gisement et on propose un modèle énergétique de formation des zéolites participants.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 6, 1988

C.Z. 620. 193: 621.643

Pavel, A. *La corrosion fissurante*

Le concèpte de corrosion fissurante est abordé et fondamenté conformément aux préceptes de la mécanique de la fracturation des matériaux techniques assistés par le milieu. On forme les conditions correspondants de fiabilité et de rejection. La fissuration lente est analysée de manière distincte par rapport à la fissuration par CORFIS.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 6, 1988

C.Z. 622.982.239

Paraschiv, D. *La systématisation des pièges de hydrocarbures non-classiques*

On définit, premièrement, les notions de piège, gisement et structure. En ce qui concerne la classification, l'auteur adopte le critère génétique, selon lequel le groupe des pièges non-classiques (non-structurale, subtile, lithostratigraphique etc.) est divisé en quatre sous-groupes: stratigraphiques, lithologiques, diagénétiques et hydrodynamiques. Tous ses sous-groupes sont le résultat de la participation de plusieurs facteurs, le nom desquels étant donné selon le facteur caractéristique ou dominant.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 6, 1988

INHALT

C.Z. 622.225.013.5

Skroban, A. et al. *Prüfung und Zulassung der mechanisierten Strebausbauausrüstungen zwecks deren untertägigen Einsatzes*

Folge der ausführlichen und langdauerlichen Forschungen, werden die Bedingungen vorgestellt, die von den mechanisierten Strebausbauen erfüllt werden müssen, wird die Prüfungsweise beschrieben, die zu messenden Kennwerte und die Bedeutung derer Auswertung, wobei man empfiehlt, dass die Prüfung und Zulassung dieser Ausrüstungen in einem mit dem, der schlagwettergeschützten elektrischen Ausrüstungen ähnlichen Rahmen erfolgen soll.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 6, 1988

C.Z. 622. 285

Bălan, I.-T. *Aspekte betreffend die Modernisierung der mechanisierten Strebausbauausrüstungen inlandischer Herstellung für die Gruben aus Jiu Tal*

Zwecks der Anpassung der mechanisierten Ausbauausrüstungen zu den sehr unterschiedlichen spezifischen lokalen Bedingungen wurden die Mechanisierungskriterien dieser Ausrüstungen entwickelt. Diese Kriterien haben als Ziel die Erhöhung der Verfügbarkeit in verschiedenen geologischen, technischen und bergmännischen Verhältnissen, sowie die Erhöhung der technisch — wirtschaftlichen Kennzahlen der vorhandenen mechanisierten Ausbauausrüstungen.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 6, 1988

C.Z. 622.673.014.5

Chisăliţă, I. *Aktuelle Konzepte betreffend die Konstruktion, die Ausführung, die Montage und den Betrieb der Förderturmanlagen*

Der Verfasser überprüft das Problem der Strukturen für den Bau der Förderturmanlagen, die modernen Ausführungs-, Vormontage- und Montagetechnologien und Aspekte der Überwachung des Verhaltens dieser Anlagen im Betrieb und während der Wartung.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 6, 1988

C.Z. 622.245

Cornea, Z. *Die Funktionscharakteristiken der Teilwetterluttenleitungen*

Vorgestellt wird die Funktionalität der Teilwetterluttenleitungen, die Fördermengen- und Druckcharakteristiken, sowie die Grösse des Montagefaktors, welcher in der Dimensionierung der Anlagen berücksichtigt werden muss und seine Bedeutung in der Problematik der Teilwetterung, insbesondere bei sehr langen Luttenleitungen.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 6, 1988

C.Z. 553.534: 551.21

Cosma, R., Mărunţeanu Mariana *Tertiäre Tuffsteine und Tuffite — inner- und ausserkarpatisches Vulkanismus?*

Unter der Berücksichtigung der wesentlichen lithofaziellen, mineralogischen und chemischen Ungleichartigkeiten der miozänen Tuffsteine und der wichtigsten Hypothesen betreffend die Quelle des pyroklastischen Stoffes, bringen die Verfasser neue Argumente für die Existenz eines lokalen Vulkanismus, wobei der letzte, der Existenz einiger radialen, auf der karpatischen Kette aufrechtstehenden Krustenbrüche zugeordnet werden kann.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 6, 1988

C.Zl 622. 343. 415

Ionel, A. *Die energetische Überprüfung der Bohrungen in Tiefpumpen mit Gestängen*

Vorgestellt wird eine praktische Methode für die Bestimmung der Energieverlusste längs der Antriebskette von dem Motor zu den Tiefpumpen in den Ölförderungsanlagen bei den Bohrungen in Tiefpumpen mit Gestängen. Durch die Korrelierung der technologischen Überprüfung des Pumpens mit der energetischen Überprüfung der Pumpenanlage lassen sich Verbesserungsmassnahmen für das Tiefpumpenverfahren mit minimalem Energieverbrauch ableiten.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 6, 1988

C.Z. 553.982: 553.611.9: 550.837

Pârcălăbescu, I. D. *Zeolithe in den Sammel- und Schutzgesteinen einiger flüssigen Kohlenwasserstofflagerstätten aus Rumänien und einige Entstehungsannahmen*

Unter Anwendung der röntgeno-strukturellen und chemisch-spektralen Forschungen über die Feststoffmedien mehrerer flüssigkeitshaltigen Lagerstätten aus Rumänien werden die beteiligten Zeolithe ausgezeichnet; eine kürzliche Synthese über deren Eigenschaften wird vorgestellt; eine Korrelation zwischen diesen und den mineralisierten Lagerstättenwässern wird gemacht und ein energetisches Bildungsmodel der beteiligten Zeolithe wird vorgeschlagen.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 6, 1988

C.Z. 620.193: 621.643

Pavel, A. *Die Risskorrosion*

Der Begriff von Risskorrosion wird betrachtet und begründet in Zustimmung mit den Grundsätzen der Rissmechanik der durch Umwelt gestützen technischen Materialien. Bestimmt werden die entsprechenden Beständigkeits- und Brackierungsbedingungen. Die langsame Rissbildung wird im Vergleich mit der Rissbildung durch CORFIS überprüft.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, 6, 1988

C.Z. 622.982.239

Paraschiv, D. *Systematisierung der unkonventionellen Kohlenwasserstoffenfallen*

Definiert werden zunächst Begriffe wie: Falle, Lagerstätte und Struktur. Für die Klassifizierung nutzt der Verffasser das genetische Kriterium, wonach wird die Gruppe der unkonventionnellen Fallen (unstrukturelle, subtile, lithostratigraphische etc.) in vier Untergruppen geteilt: stratigraphische, lithologische, diagenetische und hydrodynamische. Alle diese Untergruppen sind das Ergebnis der Beteiligung mehrerer Faktoren, wobei ihre Benennung nach dem charakteristischen oder dem überwiegenden Faktor gegeben wurde.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 6, 1988

Revista MINE, PETROL şi GAZE este editată de Oficiul de informare documentară pentru industria minieră
Bucureşti, Calea Victoriei 220, sector 1, cod 71104, C.P. 22—146, telefon 59.29.75
Tiparul: Întreprinderea Poligrafică „Informaţia", str. Brezoianu nr. 23—25, Bucureşti, c. 2231
Preţul 13 lei/exemplar
Grafica: A. Socaciu

I. P. Informaţia c. 2231

43 103

Testarea şi atestarea susţinerilor mecanizate de abataj în vederea introducerii în subteran

Dr. ing. **A. Skroban**
ing. **D. Jula**
I.C.S.I.T.U.M.M.R. Timişoara

Prof. dr. ing. **I. Marian**
ing. **A. Skroban**
ing. **Ileana Skroban Cioabă**
Institutul de Mine Petroşani

Extragerea cărbunelui din subteran se realizează preponderent din abataje cu front lung echipate cu complexe mecanizate, formate din combina pentru tăierea cărbunelui din front, transportorul pentru evacuarea cărbunelui din abataj şi echipamentul pentru susţinerea mecanizată, destinată asigurării spaţiului necesar desfăşurării lucrului în abataj. Dintre aceste utilaje, susţinerea mecanizată are valoarea cea mai ridicată.

Orice intervenţie în timpul exploatării la aceste utilaje, de natura reparaţiilor sau adaptărilor, atrage după sine cheltuieli mari şi pierderi de producţie.

Cele mai complexe şi mai dificile sînt reparaţiile la susţinerea mecanizată, în special la construcţia metalică. Schimbarea unor subansamble, ca de exemplu: talpă, grindă, scut etc. deteriorate, implică efort fizic deosebit şi se realizează în condiţii foarte grele, motiv pentru care uneori rămîn soluţii de compromis pînă la demontare.

Complexul de susţinere mecanizată care se introduce în subteran trebuie să îndeplinească două deziderate de bază: să corespundă condiţiilor de zăcămînt în care urmează să fie folosit; să aibă fiabilitate ridicată, respectiv să nu fie necesară schimbarea nici unui subansamblu component din construcţia metalică pe perioada timpului normat de folosire între reparaţii, cu condiţia respectării întreţinerii şi exploatării normale.

Verificarea în condiţii de laborator a modului în care utilajele din complex — în special susţinerea mecanizată — răspund la cele două deziderate, preocupă în prezent specialişti şi firme cu renume în domeniu.

Ţinînd seama de faptul că în ţara noastră se produce anual un număr mare de susţineri şi complexe mecanizate de abataj, s-a acordat o atenţie deosebită asigurării tuturor condiţiilor necesare efectuării verificărilor şi încercărilor, în scopul evitării introducerii în subteran a unor susţineri mecanizate necorespunzătoare.

În lucrarea de faţă se prezintă rezultatele cercetărilor efectuate pe parcursul mai multor ani, în cadrul I.C.S.I.T.U.M.M.R. Timişoara — Atelier Petroşani, în colaborare cu Institutul de Mine Petroşani, în domeniul testării şi atestării susţinerilor mecanizate în vederea introducerii în subteran.

În urma analizei aprofundate a condiţiilor de zăcămînt existente în ţara noastră, a tehnologiilor de lucru folosite în minele de huilă şi de lignit, precum şi a cerinţelor constructiv-funcţionale şi de corelare a utilajelor care formează complexul, au fost elaborate norme cu privire la condiţiile pe care trebuie să le îndeplinească susţinerea mecanizată, precum şi pentru testarea şi atestarea acestora. Astfel, susţinerea mecanizată trebuie să asigure: menţinerea în timp a spaţiului abatajului pentru desfăşurarea normală a activităţii; dirijarea corespunzătoare a presiunii miniere; alunecarea grinzii sub tavan în timpul cedării stîlpilor (în funcţie de soluţiile constructive); stabilitate la deplasare în gol şi în timpul preluării presiunii masivului; preluarea denivelării vetrei şi a tavanului în toate direcţiile; corelarea constructiv-funcţională cu utilajele din abataj, permiţînd desfăşurarea tehnologiei de lucru; preluarea de către sistemul de deplasare a forţelor în plan orizontal, rezultate ca urmare a avansării susţinerii sau a transportorului; redresarea şi autocentrarea în timpul deplasării; spaţiul de circulaţie. Totodată, susţinerea mecanizată trebuie să nu permită pătrunderea rocilor în spaţiul abatajului, degradarea rocilor din tavan şi vatră, desprinderea cărbunelui din front, blocaje mecanice în articulaţii.

Cerinţele mai sus-prezentate devin operante în raport cu condiţiile concrete de zăcămînt în care urmează să lucreze susţinerea şi în raport cu tehnologia de lucru stabilită. În acest context, unele din condiţiile precizate pot să nu fie necesare şi să apară altele.

Normativul privind testarea modului în care susţinerea mecanizată îndeplineşte cerinţele impuse a fost elaborat pe trei capitole distincte.

1. Testarea performanţelor înscrise în documentaţia de bază (verificare în gol), cu privire la: înălţimea minimă şi maximă a susţinerii; gradele de libertate ale subansamblelor principale; dimensiuni de gabarit; traiectoria grinzii şi a consolelor; cursa dispozitivului de deplasare; cursa lateralelor de etanşare; jocurile în articulaţii şi devierea laterală talpă-grindă; centrul de masă al susţinerii pentru diverse înălţimi de lucru.

2. Testarea rezistenţei mecanice (testare în sarcină). Aceste verificări se efectuează mai

întîi pe standul-presă și ulterior în standul-cadru cu privire la : eforturile unitare efective din elementele componente în timpul cedării complete sub sarcină a susținerii ; funcționarea instalației hidraulice și a supapelor de siguranță ; alunecarea grinzii sub sarcină ; distribuția presiunilor pe talpă ; mărimea și variația reacțiunii susținerii în timpul cedării de la deschiderea maximă H_{max} la minimă H_{min} ; eforturile unitare efective care se produc în elementele componente pentru diferite cazuri de rezemare a tălpii, grinzii, scutului, consolei, lateralelor de etanșare.

3. Testarea capacității de preluare a sarcinii în timp (anduranța) se efectuează în stand-cadru, urmărindu-se integritatea construcției la sarcină variabilă în timp, aplicată la un număr de cicluri echivalent cu numărul de cicluri de încărcare și descărcare pe durata de viață normată. Testarea se realizează în diferite condiții de rezemare la sarcină nominală.

Aparatajul hidraulic de comandă, siguranță, reglaj, cilindrii și stîlpii hidraulici nu fac obiectul acestor verificări, ele fiind verificate amănunțit imediat după fabricație, existînd și pentru acestea normative, bine definite, cu privire la cerințe și testare.

În vederea efectuării testărilor pentru fiecare caz în parte, se întocmesc programe concrete de lucru care trebuie să cuprindă, în mod obligatoriu, limitele și abaterile tuturor valorilor măsurate, față de care se interpretează rezultatele măsurărilor și se emit documentele de atestare pentru fabricația de serie sau introducerea în subteran.

În continuare se prezintă cîteva exemple de testare care se efectuează, în mod obligatoriu, pentru toate variantele de susținere mecanizată.

Cunoașterea modului în care susținerea mecanizată este examinată la nivel de prototip și a condițiilor sale de solicitare este, considerăm, de un real folos celor care exploatează și întreține aceste utilaje.

Din prima grupă de verificări, determinarea traiectoriei deplasării unui punct de pe grindă și a centrului de masă a unității de susținere permite aprecierea soluțiilor constructiv-funcționale adoptate, a mișcării grinzii sub tavan, precum și a stabilității susținerii.

Trasarea traiectoriei deplasării unui punct de pe grindă se face prin utilizarea a două traductoare inductive de poziție și a unui aparat trasator de curbe în coordonate carteziene. Traductoarele urmăresc deplasarea punctului de pe grindă în plan vertical și orizontal, convertind mișcarea în semnale electrice, preluate de trasatorul de curbe, obținîndu-se direct — la scară prestabilită — traiectoria mișcării.

Din verificările efectuate pînă în prezent a rezultat că fiecare susținere mecanizată are o traiectorie proprie care definește mișcarea elementului de susținere și îngrădire, înspre front sau înspre spațiul exploatat, cu avantaje și dezavantaje prin prisma condițiilor tehnico-miniere.

În figura 1 se prezintă traiectoria mișcării unui punct de pe grindă pentru mai multe tipuri de susținere mecanizată realizate în țară.

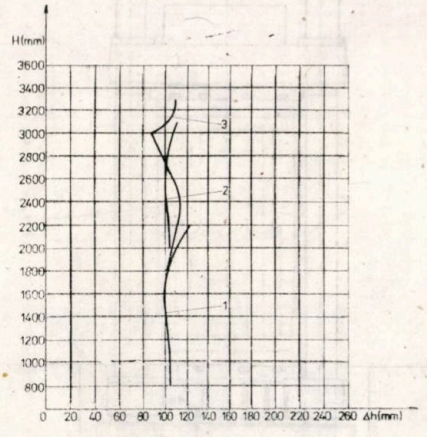


Fig. 1. Traiectoria mișcării grinzii:
1 — susținere mecanizată SMA—PH2; *2* — susținere mecanizată SMA—2; *3* — susținere mecanizată SMA—4L.

Determinarea centrului de masă se realizează prin suspendarea secției în cel puțin două poziții distincte cu ajutorul unor dispozitive dotate cu traductoare tensometrice. Prin compunerea direcțiilor tensiunilor rezultate pentru cele două poziții, se obține centrul de masă al secției. Efectuarea acestor operații pentru diferite înălțimi ale susținerii permite trasarea curbei centrului de masă.

Din a doua grupă de verificări, determinarea portanței susținerii, a rezistenței construcției, a presiunii specifice pe talpă și a funcționării supapelor de siguranță din instalația hidraulică permite aprecierea de ansamblu a performanțelor, a rezistenței și a soluțiilor constructiv-funcționale.

Testările din această grupă se execută în două standuri : stand tip presă și stand tip cadru. În standul-presă, prezentat în figura 2, se determină portanța, tensiunile în elementele componente, în condițiile rezemării fără denivelări, presiunea specifică pe vatră și funcționarea supapelor de siguranță.

În standul-cadru, prezentat în figura 3, se determină rezistența construcției, tensiunile în elementele componente pentru diferite cazuri de rezemare a tălpii și a grinzii.

Standul-presă este constituit dintr-o traversă inferioară *1* și o traversă superioară *2*, rigidizate prin patru coloane cilindrice *3*. Între cele două traverse se află bacul mobil *4* și podul *5*, ambele ghidate pe coloanele cilindrice. Bacul mobil *4* este activat de cilindrii hidraulici *6*, fixați pe traversa inferioară, iar podul *5* se poate deplasa pe verticală cu ajutorul unui mecanism cu șuruburi. Susținerea mecanizată *7* se intro-

duce între bacul mobil și pod. Prin alimentarea cilindrilor hidraulici se realizează încărcarea susținerii. Standul permite aplicarea progresivă și înregistrarea valorii forței de apăsare.

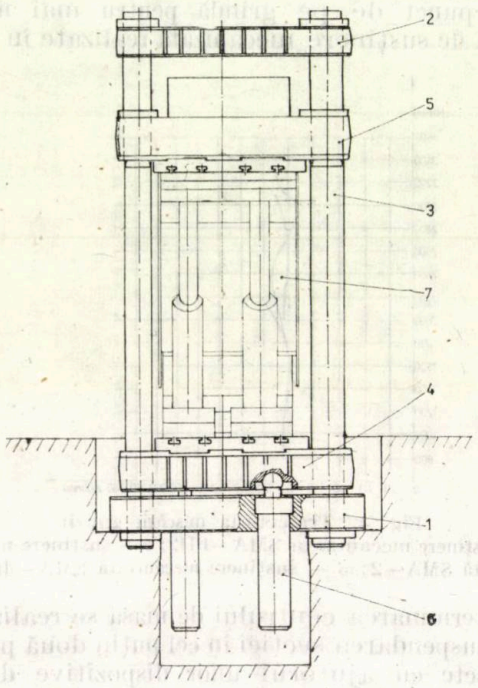


Fig. 2. Stand-presă.

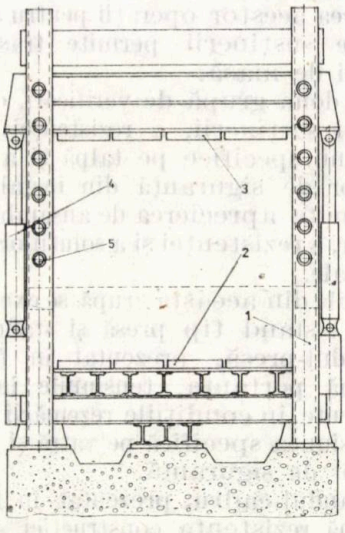


Fig. 3. Stand-cadru.

Aplicarea sarcinii asupra susținerii în standul-presă se face prin intermediul unui dispozitiv de o construcție specială, prezentat în figura 4, constituit din placa *1*, care se fixează de bacul standului, și placa *2*, care se fixează de grinda susținerii, între ele sînt dispuse corpuri de rulare *3*; cele două plăci sînt legate între ele la ambele extremități cu ajutorul unor cilindri hidraulici *4*, echipați cu manometre și supape de presiune *5* reglabile. Dispozitivul este realizat cu un coeficient propriu de frecare de aproximativ 0,04—0,06. Forța dezvoltată de cilindrii hidraulici simulează forța de frecare, care apare datorită mișcării grinzii sub tavan, respectiv forța de frecare luată în considerare la proiectare în funcție de coeficientul de frecare (grindă-rocă) și portanța susținerii.

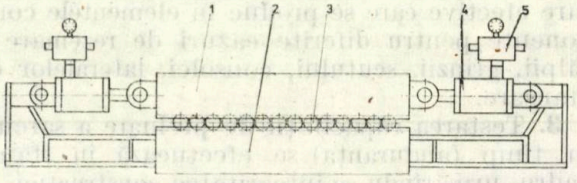


Fig. 4. Dispozitiv cu corpuri de rulare.

Efectuarea încercărilor în standul-presă fără acest dispozitiv nu este posibilă, deoarece nu se cunoaște și nu se poate menține în limitele dorite valoarea coeficientului de frecare între grindă și bacul standului.

În timpul încercărilor se execută culisări repetate ale susținerii, de la înălțimea maximă la înălțimea minimă, pentru diferite valori ale forței de frecare, pînă la valoarea rezultată din relația:

$$F_f = k\mu P, \text{ kN},$$

în care:

k este coeficientul de corecție, determinat de frecările interne ale dispozitivului și are valoarea cuprinsă între 1,04—1,06;

μ — coeficientul de frecare care s-a utilizat la dimensionarea susținerii;

P — portanța maximă, kN.

Cu ajutorul valorilor determinate se trasează diagramele:

— portanța funcție de înălțimea de lucru a susținerii, $P = f(H)$;

— portanța funcție de forța din stîlpii hidraulici, $P = f(F_s)$;

— portanța funcție de coeficientul de frecare, $P = f(\mu)$;

— forța din cilindrii hidraulici-articulație-grindă-scut în funcție de portanța susținerii și înălțime, $F_a = f(P)$ și $F_a = f(H)$;

— variația poziției punctului de aplicație a portanței în funcție de înălțimea de lucru și coeficientul de frecare, $x = f(H)$ și $x = f(\mu)$, conform relației:

$$x = \frac{n_1 F_s a_1 + n_2 F_a a_2 + F_f a_3}{P}, \text{ m},$$

în care:

n_1 este numărul stîlpilor hidraulici;

F_s — forța în stîlpii hidraulici, kN;

F_a — forța în cilindrul de articulație, kN;

n_2 — numărul cilindrilor hidraulici;

F_f — forța de frecare, kN;

P — portanța, kN ;

a_1, a_2, a_3 — dimensiuni constructive (cf. fig. 5 în care s-au reprezentat și forțele).

În timpul cedării stîlpilor și a închiderii susținerii, de la înălțimea maximă la înălțimea minimă, se determină prin măsurări tensometrice și tensiunile în elementele componente, trasîndu-se diagramele tensiunilor în punctele de măsurare în funcție de P, μ și H.

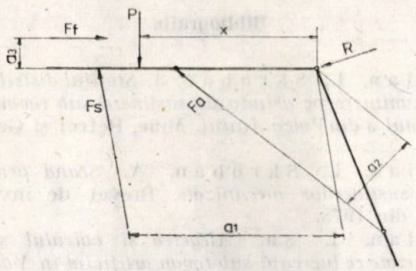


Fig. 5. Dimensiuni constructive și sistemul de forțe pe grindă

Prelucrarea minuțioasă și interpretarea atentă a rezultatelor grafo-analitice permit stabilirea posibilităților proprii ale susținerii, cît și a compatibilității ei față de condițiile tehnico-miniere pentru care a fost destinată.

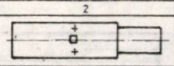
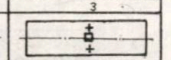
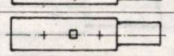
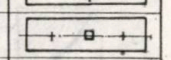
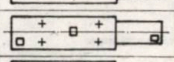
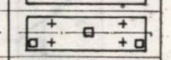
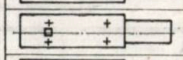
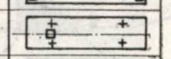
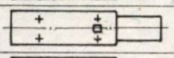
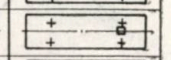
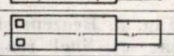
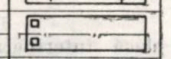
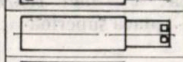
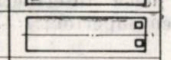
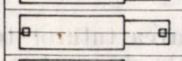
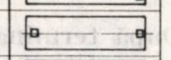
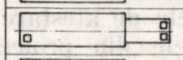
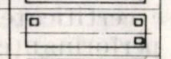
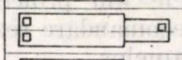
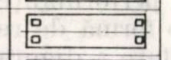
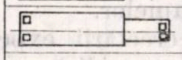
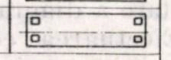
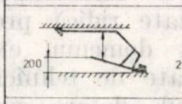
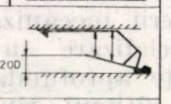
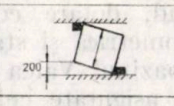
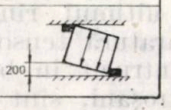
În cadrul verificărilor efectuate în standul-presă se determină și distribuția presiunilor specifice pe talpa susținerii. Metoda constă în amplasarea unor platbande sau prisme în lungul tălpii, realizate din materiale suficient de rezistente, însă cu caracteristici plastice pronunțate, la care deformațiile elastice sînt neglijabile. În momentul solicitării susținerii se produce deformația elastică a tălpii, respectiv deformația plastică a materialului aflat sub talpă. Prin măsurarea deformațiilor plastice și trasarea diagramei acestor valori, corespunzător lungimii tălpii, se obține distribuția presiunilor specifice pe talpă. Forma urmei lăsate de talpă în timpul solicitării în materialul deformabil (platbandă) se poate determina și cu ajutorul unui dispozitiv palpator. Din diagrama obținută se reține forma, centrul de suprafață și valorile maxime.

Cu ocazia încercărilor de culisare a stîlpilor și de închidere a susținerii sub sarcină se urmărește și se măsoară regimul de funcționare a tuturor stîlpilor și cilindrilor hidraulici, a tuturor supapelor de siguranță implicate în protecția susținerii la solicitările limită. Se utilizează traductoare sensibile pentru regimuri dinamice și se vizualizează unda de presiune creată de funcționarea supapelor de siguranță. Amplitudinea maximă a undei de presiune trebuie să se încadreze în limitele siguranței de funcționare a elementelor protejate.

Supapele de siguranță pot fi cu debite de evacuare reduse, medii și mari. Pentru studierea regimurilor de funcționare a supapelor cu debite de evacuare medii și mari se folosesc dispozitive și standuri speciale.

Partea a doua a încercărilor de rezistență cu rezemarea susținerii pe diferite amplasamente de reazeme, conform tabelului 1, în scopul simulării funcționării pe vatră și tavan denivelat, se face în standul de tip cadru (fig. 3). Standul se compune dintr-un cadru spațial *1*, fixat pe o fundație de beton, avînd în interior bacul fix *2*, iar în partea superioară bacul mobil *3*, care se deplasează cu ajutorul cilindrilor hidraulici *4* amplasați la cele patru colțuri ale cadrului spațial. Fixarea podului mobil la diferite înălțimi se face cu ajutorul unor bolțuri *5*.

Tabelul 1

Nr crt	Tipul susținerii	Cazuri de rezemare	
		grinda principală și secundară	talpă
0	1	2	3
1	cu doi stîlpi dispuși transversal		
2	cu doi stîlpi dispuși longitudinal		
3	cu patru stîlpi		
4			
5			
6	cu doi stîlpi dispuși transversal		
7			
8	sau		
9			
10	cu doi stîlpi dispuși longitudinal		
11			
12	sau cu patru stîlpi		
13			

Încărcarea susținerii cu sarcină se face cu stîlpii proprii la diferite presiuni de alimentare, pînă la valoarea presiunii reglate în supapele de siguranță, consemnîndu-se tensiunile în punctele de măsurare pentru fiecare caz de rezemare în parte.

A treia grupă de verificări referitoare la comportarea susținerii la solicitări variabile în timp, la un număr de cicluri de încărcare și descărcare echivalent cu cel realizat în exploatare pe durata de viață normată, dar nu mai puțin de 10 000 de cicluri, se execută în standul-cadru, prezentat în figura 3.

Testarea constă în așezarea susținerii (talpă-grindă) pe diferite combinații de reazeme (tab. 1), în funcție de tipul susținerii și încărcarea cu sarcină prin stîlpii proprii pînă la 1,1 — 1,25 ori portanța nominală. Așezarea susținerii pe astfel de reazeme simulează vatra și tavanul denivelate din abataj. Mărimea suprafeței rea-

zemelor și distanța dintre acestea se stabilesc ținîndu-se seama de natura și rezistența rocilor din vatra și tavanul abatajului în care urmează să funcționeze susținerea, astfel încît să se ajungă la solicitări maxime, luînd în considerare și cazurile accidentale cînd sub talpă sau grindă se găsește o rocă dură sau un metal.

Reazemele, de regulă, au construcție specială de tipul articulațiilor sferice (fig. 6) pentru a evita aplicarea punctiformă sau liniară a sarcinii pe elementele de susținere.

După efectuarea celor minimum 10 000 de cicluri de încărcare-descărcare, construcția susținerii nu trebuie să prezinte deformații sau fisuri în elemente și sudură.

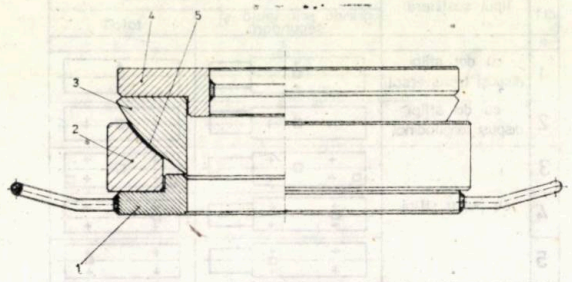


Fig. 6. Reazem sferic:
1 — placă inferioară; *2* — inel reazem inferior; *3*— inel reazem superior; *4* — placă superioară; *5* — inserție grafitată.

După terminarea tuturor testărilor se întocmesc certificatele de atestare a susținerii față de performanțele din proiect și se prezintă sub formă de recomandare rezultatele de interpretare a diagramelor.

Efectuarea cercetării experimentale a susținerii mecanizate ridică probleme de înaltă specializare în domeniu, experiență, cunoștințe aprofundate de tehnică minieră și, nu în ultimul rînd, dotare corespunzătoare cu aparatură tensometrică și standuri.

Întrucît în bazinul Valea Jiului, la I.U.M. Petroșani, sînt asigurate cele mai bune condiții materiale și, în cadrul I.C.S.I.T.U.M.M.R. Timișoara — atelier Petroșani și I.M. Petroșani, există colective cu experiență acumulată pe parcursul mai multor ani, se impune ca autorizarea fabricației și introducerea în subteran a echipamentelor de susținere mecanizată să se facă numai după efectuarea acestor atestări, așa cum se procedează în cazul echipamentelor electrice.

În ceea ce privește testarea susținerilor mecanizate pe standul tip culbutor, aceasta va face obiectul altei lucrări, întrucît se referă numai la verificări de funcționare pe înclinare și vizează elementele de legătură între secțiile de susținere.

Bibliografie

[1] Marian, I., Skroban, A. *Studiul distribuției presiunii miniere pe grinda de susținere sub tavan artificial în stratul 3 din Valea Jiului.* Mine, Petrol și Gaze, nr. 3, 1976.

[2] Marian, I., Skroban, A. *Stand pentru încercarea susținerilor mecanizate.* Brevet de invenție, nr. 61908 din 1975.

[3] Marian, I. ș.a. *Alegerea și calculul susținerilor mecanizate ce lucrează sub tavan artificial în Valea Jiului.* Mine, Petrol și Gaze, nr. 9, 1974.

[4] Constantinescu, I. ș.a. *Calculul și sinteza instalațiilor hidraulice folosite la acționarea susținerilor mecanizate.* Mine, Petrol și Gaze, nr. 4, 1978.

[5] Constantinescu, I. ș.a. *Calculul mecanismului patrulater utilizat în construcția susținerilor mecanizate.* Mine, Petrol și Gaze, nr. 8, 1977.

[6] Skroban, A. ș.a. *Metode și standuri pentru încercarea și verificarea aparatajului hidraulic de tip minier.* Mine, Petrol și Gaze, nr. 1, 1985.

[7] Skroban, A. *Metode și mijloace de încercare a stîlpilor și cilindrilor hidraulici destinați susținerilor mecanizate de abataj.* Mine, Petrol și Gaze, nr. 4, 1983.

[8] Zamfir, V. ș.a. *Sinteza pozițională a mecanismului patrulater director din componența secțiilor de susținere mecanizate.* Mine, Petrol și Gaze, nr. 3, 1987.

[9] Zamfir, V. ș.a. *Stabilirea portanței maxime și a forțelor de legătură aferente la susținerile mecanizate indigene.* Mine, Petrol și Gaze, nr. 12, 1987.

[10] Skroban, A. ș.a. *Cercetarea experimentală a susținerilor mecanizate indigene.* Executant I.C.S.I.T.U.M.M.R. Timișoara Atelier Petroșani, beneficiar I.U.M. Petroșani, I.U.M. Filipeștii de Pădure și I. M. Timișoara, Contract 1980—1987.

[11] Elczner, G. ș.a. *Buletine de încercări pentru susținerile mecanizate de abataj produse în țară.* Contract 1982—1987, I. M. Petroșani — I.C.S.I.T.U.M.M.R. Timișoara — Atelier Petroșani.

[12] * * * *Directive pentru încercarea susținerilor mecanizate de abataj.* Firma Klöckner-Becorit, R.F.G., 1980.

[13] * * * *Program de încercare a susținerilor mecanizate a Institutului de cercetări pentru susțineri miniere și mecanica rocilor.* Essen, R.F.G., 1979.

[14] Mataca, E. *Complexe mecanizate de abataj.* Ed. tehnică, București, 1977.

Aspecte privind modernizarea susţinerilor mecanizate de abataj de producţie indigenă pentru minele din Valea Jiului

Ing. I. T. Bălan
ing. V. Diaconu
Institutul de cercetări, inginerie tehnologică şi proiectări miniere pentru huilă Petroşani

Susţinerile mecanizate de abataj, componente principale ale complexelor mecanizate de abataj, dotări moderne, care permit realizarea unor performanţe — producţii şi productivităţi — în concordanţă cu necesităţile economiei naţionale, sînt utilaje complexe prin natura lor, fapt ce impune corelarea acestora cu celelalte componente ale complexului de abataj.

Toate problemele tehnice şi tehnologice care rezultă din definirea de mai sus sînt, la rîndul lor, subordonate multor probleme obiective, şi anume: caracteristicile geologice şi tehnico-miniere ale stratelor de cărbune exploatabile, care condiţionează posibilitatea utilizării susţinerilor mecanizate; orice abatere de la aceste caracteristici influenţează, din punct de vedere economic, rezultatele obţinute.

În vederea adaptării susţinerilor mecanizate la condiţiile locale specifice, de o mare diversitate, au fost elaborate criteriile de modernizare a susţinerilor mecanizate de abataj, care urmăresc creşterea disponibilităţilor de utilizare, la condiţii geologice şi tehnico-miniere diferite, precum şi creşterea indicatorilor tehnico-economici ai susţinerilor mecanizate existente.

Cerinţele principale pentru susţinerile mecanizate necesar a fi cunoscute de către proiectanţi, constructori şi beneficiari sînt:

- realizarea aerajului în abataj;
- combaterea pătrunderii rocilor din spaţiul exploatat;
- asigurarea unui spaţiu şi a unui mediu corespunzător;
- reglarea înălţimii de lucru;
- asigurarea contra răsturnării;
- asigurarea unei portanţe minime de 250 kN/m²;
- adaptarea pentru lucru la înclinări transversale de pînă la 60°;
- adaptarea pentru lucru la înclinări longitudinale de pînă la 40°;
- corelarea lăţimii secţiei cu lungimea jgheabului transportorului;
- efectuarea tansportului în bune condiţii;
- montarea şi demontarea simplă a secţiilor;
- asigurarea păşirii sub tavan artificial şi altele.

Cerinţele privind corelarea tehnologică şi constructivă a susţinerilor mecanizate cu celelalte componente ale complexului mecanizat de abataj sînt, de asemenea, de o foarte mare importanţă.

Problema esenţială privind corelarea optimă a componentelor complexului mecanizat de abataj, în scopul creşterii producţiei şi productivităţii muncii, este modul în care răspund condiţiilor obiective geologo-miniere, şi anume:

— configuraţia zăcămîntului;
— comportamentul tavanului;
— caracteristicile culcuşului (vetrei);
— caracteristicile stratului de cărbune;
— comportamentul stratului de cărbune;
— incluziunile din stratul de cărbune;
— grosimea stratului (feliei) exploatat;
— deranjamentele tectonice.

Pe lîngă aceste probleme intervin şi concură şi condiţiile privind:

- metoda de exploatare adoptată;
- direcţia exploatării;
- lungimea abatajului;
- transportul în abataj şi galerii;
- consumul de energie;
- criteriile de economicitate etc.

Abatajul de înaltă productivitate necesită, pe lîngă alegerea corectă a utilajului, şi o corelare atentă a acestuia la condiţiile concrete de exploatare.

Dacă problema corelării utilajelor nu este tratată ireproşabil de către proiectanţi, constructori şi beneficiari, condiţia de bază pentru exploatarea raţională nu este îndeplinită.

În acest sens, se prezintă, în continuare, cîteva din cerinţele şi măsurile necesare a se lua pentru o bună corelare de ansamblu:

— dispunerea în spaţiu a utilajelor;
— corelarea susţinere-transportor;
— legăturile suplimentare necesare în abataj;
— corelarea transportor-combină (plug) faţă de susţinere;
— corelarea cu utilajele existente în galerii;
— asigurarea cu agent energetic.

Dispunerea în spaţiu a utilajelor este o problemă generală; se prezintă însă ca exemplu poziţionarea staţiilor de acţionare principale şi auxiliare, a dispozitivelor de ripare a staţiilor şi a dispozitivelor de ancorare a transportoarelor din galeria de cap, care influenţează limita susţinerii şi tăierii mecanizate din abataj, aprovizionarea cu materiale, evacuarea cărbunelui, volumul operaţiilor în execuţie manuală etc.

Legăturile suplimentare din abataj privesc sistemele suplimentare de ancorare, stabilizarea și redresarea necesare — mai ales — la înclinări mari.

Corelarea cu utilajele din galerii se referă la dispozitivele de ancorare și de siguranță, la transportoarele de pe flux, monoraiuri etc.

Asigurarea cu agent energetic (electric, hidraulic, pneumatic) este importantă — mai ales — la lungimi mari de front și înclinări mari, atît din punctul de vedere al parametrilor utili obținuți la locul de utilizare, cît și ca dimensionare mecanică sau poziționare în abataj.

Pentru susținerile mecanizate de abataj, evoluția tehnică trebuie să vizeze :

- micșorarea distanței de la vîrful grinzii pînă la front :
- creșterea portanțelor ;
- creșterea rezistenței mecanice a subansamblelor ;
- creșterea fiabilității elementelor hidraulice ;
- creșterea adaptabilității tipurilor pentru grosimi variabile de strat și înclinări variabile ;
- conceperea de susțineri mecanizate pentru strate subțiri și groase, la înclinări mari și foarte mari ;
- îmbunătățirea sistemelor de direcționare și redresare ;
- îmbunătățirea manevrabilității ;
- creșterea suprafeței elementelor portante ;
- îmbunătățirea etanșării față de roci ;
- perfecționarea tipurilor constructive, inclusiv a scuturilor cu patrulater articulat ;
- creșterea posibilităților de testare a variantelor constructive înainte de introducerea în subteran ;
- automatizarea și robotizarea proceselor.

Pe baza cerințelor principale și a criteriilor de modernizare au fost elaborate formulare de anchetă, prin care unitățile miniere să prezinte toate deficiențele apărute în cursul exploatării susținerilor mecanizate, acestea constituind baza de elaborare a temelor de proiectare privind modernizarea susținerilor mecanizate.

Modernizarea susținerilor mecanizate de abataj vizează, pe de o parte, eliminarea unor neajunsuri constatate în exploatare, iar, pe de altă parte, lărgirea domeniului de utilizare, fiind aplicată atît asupra echipamentelor de susținere existente, cît și asupra unor sisteme aplicate la mai multe tipuri de susțineri.

La exploatarea susținerii mecanizate tip SMA-P2H, s-au constatat următoarele :

— deranjarea poziției normale de lucru a semitălpilor ;

— deteriorarea subansamblelor și pieselor componente ale semitălpilor.

Pentru a rezolva aceste probleme, susținerea mecanizată SMA-P2H a fost îmbunătățită prin rigidizarea celor două semitălpi. Prin aceasta, crește capacitatea secțiilor de a prelua denivelările vetrei, crește rezistența mecanică a metaloconstrucției, scade presiunea specifică pe vatră și se extinde domeniul de utilizare. Rigidizarea este realizată printr-o placă de bază sudată, un jug amplasat în față, în poziție verticală, și o placă de acoperire între semitălpi, în zona dintre stîlpi. Această construcție, cu rezistență mecanică crescută, permite extinderea gamei de funcționare pe înclinare transversală de la 15 la 35°, prin utilizarea unor dispozitive hidraulice auxiliare de ancorare și stabilizare.

Extinderea gamei de funcționare a susținerii mecanizate de abataj tip SMA-2, la înclinări de pînă la 45°, constă în adaptarea tuturor utilajelor din complex, deci și la necesitatea corelării acesteia cu combina de abataj tip KȘ-3M modificată și transportorul de abataj tip TR-7A special.

În acest fel se poate asigura extinderea domeniului de utilizare a susținerii mecanizate de abataj tip SMA-2 pînă la înclinări transversale de 45°, cu toate cele ce decurg din aceasta, cu privire la :

- prinderea frontului ;
- distanța maximă nesusținută pînă la front ;
- suprafața de reazem laterală majorată ;
- rezistența crescută a lateralelor de etanșare ;
- redresare-ancorare eficace pe înclinare ;
- circulația personalului ;
- asigurarea operațiilor auxiliare (perforare, frînare material pe transportorul cu raclete, protejarea la împușcare etc.) ;
- aerajul în abataj.

Realizarea unui sistem suplimentar de ghidare a susținerilor mecanizate de abataj pe direcția de avans, pentru funcționarea la înclinări mari, vizează eliminarea unor dificultăți în exploatarea diferitelor tipuri de susțineri mecanizate de abataj.

Pentru a se putea trage concluzii edificatoare, modelul a fost conceput pentru susținerea tip SMA 2, care este foarte cunoscută și pentru care există elemente certe privind comportarea în exploatare

Modelul de susținere SMA-2 modernizat cuprinde aceleași subansamble, avînd următoarele modificări :

— se renunță la lateralele de etanșare de la grindă și scut ;

— grinda principală și talpa rigidă suferă unele modificări minore ;

— se renunță la dispozitivul vechi de riparepășire și se înlocuiește cu un cilindru hidraulic instalat mecanic prin două cruci montate în casete-tampon, fixate între tălpile rigide, pe partea din față a unei secții și pe partea din spate

a secției vecine; prin aceasta, păşirea şi riparea se realizează cu doi cilindri (dublarea forței active);

— la grinda principală se adaugă ghidaje longitudinale pentru realizarea ghidării pe direcția avansării secțiilor cu un pas de păşire şi pe verticală, pe o înălțime de 400 mm; prin aceasta secțiile vecine sînt legate la grindă.

Perfecționarea sistemului de etanşare-redresare a susținerii mecanizate de abataj tip SMA-1 constă în realizarea unui adaos de rezistență la grinda principală, care are rolul de a crește factorul de acoperire la tavan, în zona anterioară a grinzii, cu 50%, fără a influența celelalte funcțiuni şi caracteristici tehnice ale grinzii.

Perfecționarea sistemului de prindere a frontului la susținerea mecanizată de abataj tip SMA-5H a fost concepută în două variante, prima cu grindă de acoperiş monobloc şi a doua cu grindă de acoperiş, cu grindă glisantă, avînd ca scop eliminarea ruperii balamalelor cozorocului, cu implicații majore în asigurarea condițiilor de securitate a muncii.

Prin această soluție se elimină contactul direct al articulației cu frontul de cărbune şi se înlocuieşte articulația deficitară, tip balama, cu o articulație cu bolț a urechilor sudate pe acoperişul sudat şi pe cozoroc.

Perfecționarea instalațiilor hidraulice, aferente susținerilor mecanizate de abataj, constă în realizarea unor modele tipizate de instalații hidraulice anexe pentru susțineri mecanizate de abataj, şi anume:

- pentru stabilizarea între grinzi;
- pentru stabilizarea diagonală;
- pentru stabilizarea între tălpi;
- pentru ancorarea transportorului;
- pentru stabilizarea la capăt de abataj.

Perfecționarea sistemelor de etanşare-redresare a susținerilor mecanizate de abataj, în sensul creşterii rezistenței mecanice şi a autoghidării, se efectuează cu scopul de a elimina ruperile sudurilor de colț.

Perfecționarea este prevăzută în două variante:

— pentru tavan natural, cu ureche ascuțită, rezultat al supraînălțării tablei laterale, care se sudează cu o placă de acoperire;

— pentru tavan artificial, cu rotunjiri, rezultat al supraînălțării tablei laterale şi al îndoirii acesteia, pînă la tabla de acoperire.

Prin aplicarea soluțiilor preconizate se scontează pe eliminarea deficiențelor constatate, prin creşterea rezistenței mecanice a îmbinării, cît şi pe creşterea posibilității de autoghidare pe direcția de avans. Totodată se apreciază că stabilitatea laterală a grinzii va crește la funcționarea pe înclinări mari.

Perfecționarea sistemului de ripare-păşire a susținerilor mecanizate de abataj vizează realizarea unor modele de dispozitive de ripare-păşire mai robuste pentru susținerea mecanizată de abataj tip SMA-1.

Modernizarea constă în înlocuirea barelor ghidate între semitălpi, care ieşeau în consolă în timpul funcționării, cu o placă orizontală. Această modificare a apărut ca necesară, întrucît practica utilizării susținerilor mecanizate de abataj în minele din bazinul Valea Jiului a demonstrat superioritatea rezistenței mecanice, în special în plan orizontal, a dispozitivelor de ripare cu limbă plană orizontală, față de cele realizate din bare.

Concepte actuale la proiectarea, execuția, montajul şi exploatarea construcțiilor pentru turnuri de extracție miniere

Ing. **I. Chisăliță**
I.C.P.M.S.N. Cluj-Napoca

I. Generalități

În actualul cincinal — potrivit hotărîrilor Congresului al XIII-lea al P.C.R. — în centrul întregii activități s-a impus dezvoltarea intensivă a industriei şi a celorlalte ramuri, în condițiile înfăptuirii revoluției tehnico-științifice şi a Programului privind îmbunătățirea nivelului tehnic şi calitativ al produselor, reducerea consumurilor de materii prime, de combustibil şi energie, valorificarea superioară a materiilor prime şi materialelor. În mod corespunzător, au fost intensificate activitățile de cercetare geologică şi explorare pentru creşterea bazei de materii prime minerale şi energetice, în vederea sporirii producției de minereuri şi cărbune. În cadrul lucrărilor de deschidere a zăcămintelor şi punere în funcțiune a noilor capacități de extracție, sînt necesare numeroase construcții de turnuri atît pentru săparea lucrărilor de explorare, cît şi pentru extracția masei miniere şi efectuarea tuturor operațiilor auxiliare (transport personal, materiale şi utilaje). Pentru aceasta se cere o angajare responsabilă a cercetării științifice şi a proiectării în domeniul minier de a-şi spori tot mai mult aportul la dezvoltarea şi modernizarea forțelor de producție, la perfecționarea tehnologiilor de extracție, la concepere şi asimilarea de noi utilaje şi materiale cu calități tehnice superioare şi eficiență economică sporită. Integrîndu-se acestor necesități, proiectarea structurilor pentru

turnurile de săpare și definitive urmărește creșterea performanțelor constructiv-funcționale ale acestor construcții, prin stabilirea unor principii de alcătuire structurală strîns legate de elementele tehnologice care le condiționează, rezultînd dintr-o analiză de optimizare a tuturor factorilor, în vederea reducerii costurilor de fabricație și montaj. În toate sectoarele concurente la realizarea acestor obiective de investiții, se impune ridicarea nivelului calitativ, cerință sintetizată de secretarul general al partidului, tovarășul **Nicolae Ceaușescu**, la cuvîntarea rostită la deschiderea Congresului al III-lea al oamenilor muncii: „Investițiile trebuie să asigure dezvoltarea intensivă a tuturor sectoarelor economiei naționale, ridicarea nivelului tehnic și calitativ al întregii activități economico-sociale". Această sarcină — verigă a perfecționării, automatizării și reorganizării industriei, trasată îndeosebi sectoarelor energetic și minier — impune folosirea tuturor modalităților în vederea creșterii gradului de industrializare a lucrărilor, ridicarea productivității muncii prin modulare, tipizare și prefabricare a subansamblelor și folosirea unor soluții constructive și tehnologice avansate.

II. Proiectarea structurilor pentru construcția turnurilor de extracție

În activitatea de proiectare a construcțiilor, cunoașterea exactă și completă a acțiunilor exterioare și a caracteristicilor mecanice ale materialelor ce urmează a fi folosite — în condițiile respectării parametrilor tehnologici — face posibilă determinarea printr-o analiză optimală a configurației geometrice și a stării de eforturi și deformații, utilizînd ca instrument de lucru tehnica modelării. Problema de optimizare a structurilor derivă din necesitatea îmbunătățirii condițiilor de funcționare și exploatare a acestor construcții, simultan cu cerințele criteriilor de greutate minimă, rigiditate maximă, repartiția optimă a materialului în structură (astfel încît energia potențială să fie minimă), coeficient de risc minim (la capacitate portantă maximă), cost minim și durată minimă de execuție sau montaj. Forma care impune soluția optimă este structura de egală rezistență la care — avînd configurația geometrică stabilită și dimensiunile elementelor — rezultă ca în toate secțiunile efortul să fie apropiat de valoarea maximă admisă. Criteriul propus determină în același timp structura care îndeplinește condiția de greutate minimă. Din cauza dificultăților de rezolvare practică a determinării simultane atît a geometriei, cît și a dimensiunilor elementelor (în condiția de egală rezistență), forma se alege, din considerente funcționale și de tehnologie-montaj, pe baza unei analize statice de preluare și transmitere clară a încărcărilor de la planșeul de molete sau planșeul mașinii de extracție pînă la fundații.

Calculul de rezistență pentru structură comportă, într-o primă etapă, considerarea domeniului elastic bazat pe ipotezele simplificatoare ale condițiilor de omogenitate și de izotropie ale materialului, sistemul stabil și deplasările ca funcții liniare de forțe, condiția de echilibru static exprimîndu-se pe poziția nedeformată a sistemului. Turnurile de extracție, fiind în general structuri static nedeterminate, posedă rezerve suplimentare de rezistență, îndeosebi rezultate din comportarea neelastică sau elastoplastică, domeniu care consideră — ca stare limită a structurii — pierderea capacității portante. Este deosebit de important ca într-o a doua etapă de calcul să se determine secțiunile unde se pot forma — la limită — articulații plastice punctuale, controlul poziției, dezvoltările succesive și numărul acestora, astfel ca, în orice condiție de suprasolicitare din exploatare, structura să nu-și piardă stabilitatea. În cadrul calculului de rezistență a structurii este obligatorie verificarea secțiunilor la oboseală, ținînd cont de ciclurile de încărcare-descărcare probabile, mai ales că este de știut că încărcările repetate (specifice turnurilor de extracție) provoacă pierderea capacității portante la o valoare mai mică decît încărcarea de rupere.

Pentru activitatea de săpare a puțurilor, turnul poate fi special proiectat în acest scop ca o construcție de greutate cît mai redusă, cît mai ușor de montat și demontat, cu multiple posibilități de amenajare și refolosire. Perfecționarea unor astfel de construcții, dotarea lor cu mijloace de mică mecanizare și specializarea unor brigăzi duc la scurtarea la minimum a termenului de montare și demontare (fig. 1).

Săparea puțului, cît și explorarea zăcămîntului se pot face și cu turnul definitiv conceput și în acest scop pentru a fi montat de la început pe amplasamentul stabilit și proiectat cu gabaritul corespunzător și pentru trecerea chiblelor. Avînd în vedere cerințele actuale și realizările în domeniul calității structurilor din oțel, secțiunea orizontală a turnurilor de extracție definitive metalice se proiectează la gabarit minim, riglele turnului constituind în același timp moaze din amenajare. În acest mod se reduce cu 40—66% consumul de profile metalice necesare moazelor în turn. Desigur, în acest caz folosirea turnului definitiv și la săpare impune și obligativitatea amenajării podurilor pentru săpare, conform detaliilor și gabaritelor din „Albumul de profile miniere tipizate, I.C.P.M.N. Baia Mare, 1981".

Din considerente de ușurință în manevrabilitatea și deservirea instalației pentru săpare, a podurilor și cofrajelor mobile în puț, precum și pentru creșterea vitezei de săpare, turnul de săpare se poate proiecta și pentru susținerea tuturor instalațiilor pe puț în timpul săpării. În acest caz, turnul va avea trei planșee, din care două la partea superioară pentru moletele

necesare cablului de susținere a cofrajului de betonare pentru chible și celelalte instalații, iar al treilea planșeu la partea inferioară pentru susținerea instalației de descărcare a

realizează prin prefabricarea structurilor metalice în elemente spațiale (module și tronsoane) sau elemente plane (fețe module, grinzi din planșeul de molete, tronsoane contrafișă), iar

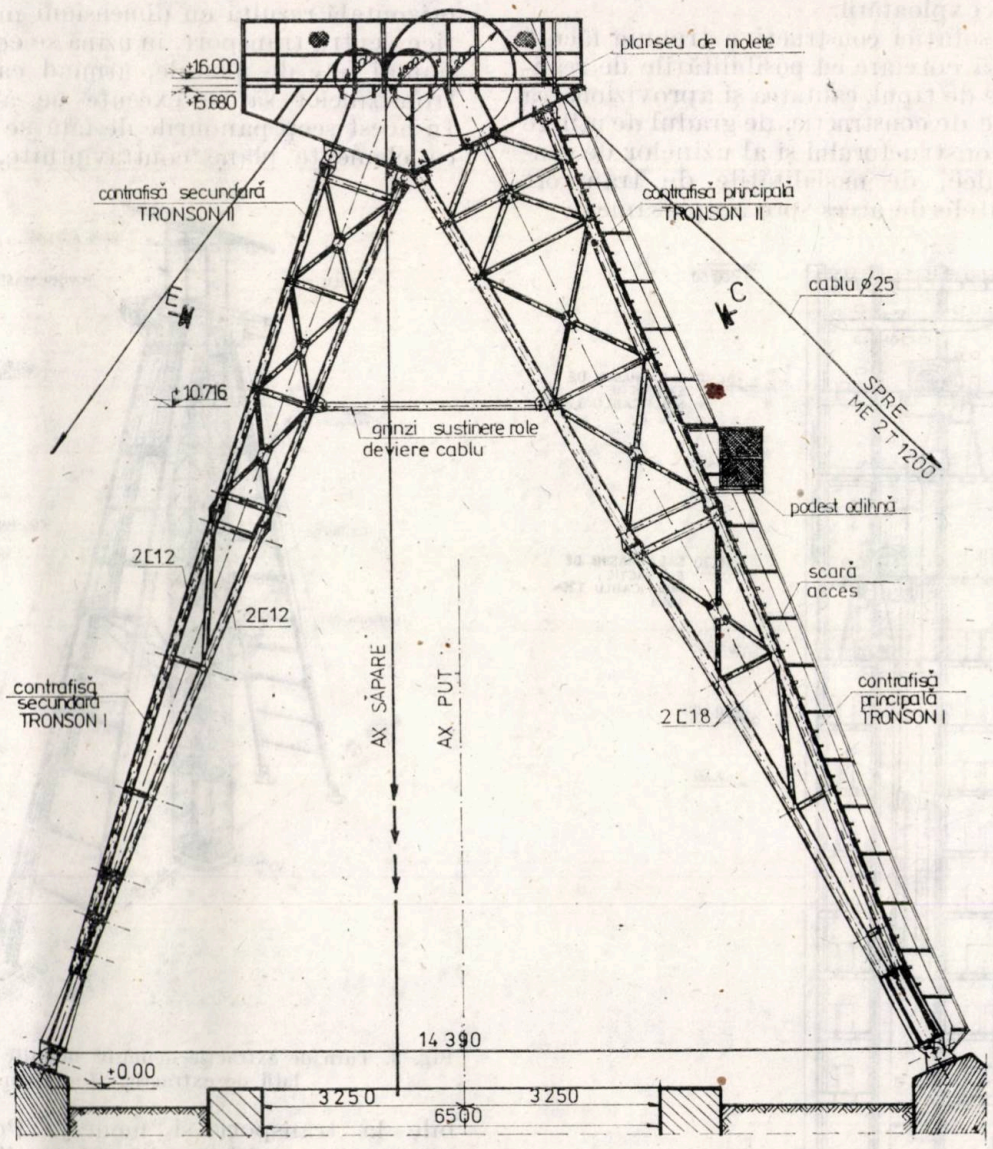


Fig. 1. Turn de săpare metalic, $H = 16$ m.

chiblelor. Un exemplu de astfel de turn este cel proiectat, executat și montat în incinta Jolotca a I.P.E.G. Harghita.

III. Tehnologii moderne de execuție, premontaj și montaj

În procesul de realizare a investițiilor, factorii de creștere a productivității muncii și scurtare a duratelor de execuție constau în promovarea hotărîtă a progresului tehnic, prin înlocuirea tehnologiilor tradiționale. Ridicarea gradului de industrializare, menținînd parametrul preț de cost ca echilibru în tendințele de a uzina complet producția de construcții, se pentru structurile din beton armat realizarea lor monolită prin procedee tehnologice de mare randament (cofraje mobile, glisante sau pășitoare, elemente de inventar refolosibile; mecanizarea complexă a procesului de execuție).

Soluția de prefabricare a structurilor din beton armat pentru turnurile de extracție miniere, atît din punct de vedere economic, cît și al conformării pentru exploatare, nu este cea mai indicată. Turnurile din beton, fiind sisteme cinematice fixe multiplu static nedeterminate, sînt deosebit de sensibile la vibrații, șocuri, deplasări și denivelări de reazeme. În acest caz, chiar dacă se iau măsuri

speciale pentru mărirea factorului de ductilitate a secțiunilor, efectul încărcărilor-descărcărilor repetate poate duce în timp la degradarea zonelor de beton comprimate și la scăderea rigidității structurii, pe ansamblul ei, în decursul exploatării.

Alegerea soluției constructive trebuie făcută într-o strînsă corelare cu posibilitățile de realizare, funcție de tipul, calitatea și aprovizionarea cu materiale de construcție, de gradul de utilare tehnică al constructorului și al uzinelor de confecții metalice, de modalitățile de transport și de gabaritele de acces spre amplasament.

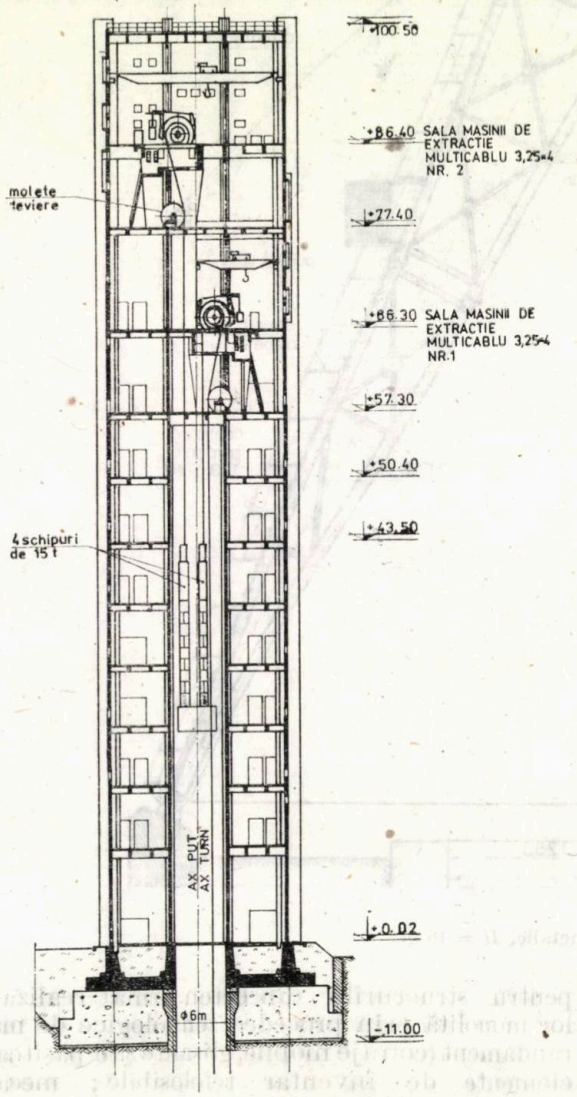


Fig. 2. Turn definitiv din beton armat glisat cu două mașini de extracție pentru instalația de extracție cu schip; secțiune verticală.

Structurile metalice se uzinează cu obligația premontajului întregului ansamblu (sau pe subansamble învecinate), de către întreprinderea care le execută. Proiectul de execuție trebuie să cuprindă clasa de abateri la uzinare și valorile abaterilor cînd pentru acestea se prescriu valori mai mici decît cele prevăzute în standard și modul de protecție anticorosivă, indicîndu-se separat care se aplică în uzină și care după montaj.

Pentru turnurile de extracție metalice cu mai multe compartimente, la care secțiunea orizontală rezultă cu dimensiuni mari, agabaritice pentru transport, în uzină se confecționează numai fețe de module, urmînd ca asamblarea tronsoanelor să se execute pe amplasament. În acest scop panourile de față se vor proiecta ca elemente plane contravîntuite, nedeformabile la transport și montaj. Pe ansamblul structurii, prevederea de articulații la baza turnului, la baza contrafișei și între planșeul de molete și turn, pe lîngă considerentele micșorării gradului de nedeterminare statică, face posibil ca asamblarea pe platforma de lîngă puț să se facă la sol, iar ridicarea să se efectueze cu macarale de capacitate mică sau cu trolii și catarg.

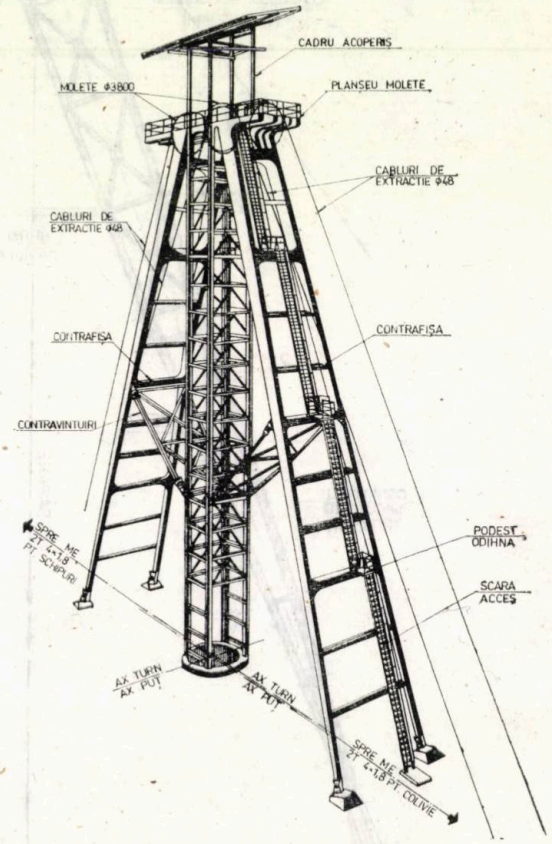


Fig. 3. Turn de extracție definitiv metalic cu două instalații de extracție, $H = 40$ m.

Un nou procedeu de montaj pentru turnurile metalice, care reduce considerabil timpul de realizare a turnului, este autoridicarea cu ajutorul unuia sau mai multor cilindri hidraulici.

IV. Aspectele urmăririi comportării în exploatare și întreținere

Întrucît turnurile de extracție pentru puțurile miniere sînt construcții ce lucrează pe toată

durata de serviciu într-un regim intensiv dinamic și în medii cu agresivitate a aerului specifică ansamblurilor industriale, se impune — în mod deosebit — obligativitatea respectării condițiilor de exploatare conform caietelor de sarcini elaborate de proiectant și verificarea periodică a stării construcției, cerințe cuprinse și în Legea nr. 8/1977, în „Normele privind cuprinsul și modul de întocmire a cărții tehnice a construcției" și în „Normele de protecția muncii în industria minieră". Înainte de punerea în funcțiune și pe parcursul verificărilor în exploatare, se vor analiza factorii de încărcare pe fiecare nivel, realizarea tuturor măsurilor, elementelor constructive și a instalațiilor legate de asigurarea menținerii în timp a rezistenței, stabilității și funcționalității construcției. În totalitatea cazurilor, turnurile funcționează în condiții deosebite (fundate pe gulerul puțului, lîngă triaje c.f.n. sau c.f.i. etc.) sau sînt executate prin procedee speciale (structuri de beton realizate prin glisare), ceea ce impune observații atente asupra comportării în exploatare prin: efectuarea de revizii periodice planificate ale stării construcției; realizarea de observații directe, măsurări și control nedistructiv, expertize; controlul protecției anticorosive.

În situațiile cînd se impune urmărirea specială cu aparatură și repere, aceasta se va preciza încă din faza de proiect (sau expertiză) ca activitate temporară sau permanentă și va consta din observații și măsurări sistematice asupra parametrilor specifici ai turnurilor de extracție, parametri care caracterizează în momentul respectiv sau pe un interval de timp condiția de serviciu. Fiecare unitate beneficiară are obligația de a numi, prin decizie internă, un cadru tehnic ca responsabil cu urmărirea comportării instalațiilor de extracție, cu precizarea atribuțiilor care îi revin și a obiectivelor de urmărit.

Importanța și rolul turnurilor de extracție în cadrul ansamblului de construcții al exploatărilor miniere, cu aspectele complexe ale concepției, execuției și comportării în funcțiune, în care sînt implicați specialiștii tuturor domeniilor concurente la realizarea și exploatarea acestor construcții, din proiectare, construcții-montaj și unități beneficiare, fac ca problemele de cadru general prezentate să impună necesitatea de a fi dezvoltate de autor în numerele viitoare ale revistei.

Caracteristicile de funcționalitate a coloanelor de aeraj parțial

Ing. Z. Cornea
Întreprinderea de prospecțiuni și explorări geologice Baia Mare

Lucrările miniere în fund de sac se aerisesc cu ajutorul instalațiilor de aeraj parțial, care asigură transferul aerului proaspăt la fronturile de lucru.

Instalațiile de aeraj parțial trebuie să asigure, în permanență, debitul de aer proaspăt necesar la locul de muncă, în condițiile existenței unor coloane de aeraj care niciodată nu sînt perfect etanșe și ale creșterii lungimii acestora, o dată cu avansarea fronturilor de lucru.

O instalație de aeraj se compune dintr-o coloană de transfer a aerului și unul sau mai multe ventilatoare ce asigură vehicularea aerului în lungul coloanei.

Atît coloanele de aeraj, cît și ventilatoarele care asigură funcționalitatea instalațiilor de aeraj parțial lucrează după curbe caracteristice independente $h = f(Q)$, iar intersecția acestora determină punctul de funcționare a instalației.

Pentru a determina curbele caracteristice de funcționare a coloanelor de aeraj sînt necesare relații de calcul pentru debitul Q și presiunea h, în funcție de debitul de aer necesar la front Q_0, lungimea de lucru a coloanei L și parametrii de montaj R_0, K și D.

I. Funcționalitatea coloanelor de aeraj parțial

O coloană de aeraj parțial cu parametrii de montaj R_0, K, D, de o anumită lungime L, pusă sub presiunea sau depresiunea unui ventilator, trebuie să asigure la frontul de lucru un debit de aer proaspăt Q_0.

Funcționalitatea coloanelor de aeraj are la bază relațiile cercetării experimentale:

$$\mathrm{d}h = R_0 \mathrm{d}l Q^2, \text{ mm } H_2O; \quad (1)$$

$$\mathrm{d}Q = K D \mathrm{d}l h, \text{ m}^3/\text{s}^2, \quad (2)$$

în care:

- $\mathrm{d}h$ este pierderea de presiune a coloanei, mm H_2O;
- $\mathrm{d}Q$ — pierderea de debit a coloanei, m^3/s;
- $\mathrm{d}l$ — lungimea de lucru a coloanei, m;
- h — presiunea de lucru a coloanei, mm H_2O;
- Q — debitul de lucru al coloanei, m^3/s;
- R_0 — coeficientul rezistenței aerodinamice, $kgf.s^2/m^9$;
- K — coeficientul pierderilor prin neetanșeități;
- D — diametrul coloanei, m.

Relațiile cercetării experimentale (1) și (2) verifică funcționalitatea coloanelor pentru lungimi mici de lucru. În cazul lungimilor mari de lucru, relațiile de calcul propuse de diferiți

autori dau rezultate contradictorii și nu verifică funcționalitatea acestora.

Pentru a stabili relații analitice de calcul privind funcționalitatea coloanelor de aeraj și în cazul lungimii mari a acestora, trebuie plecat tot de la relațiile cercetării experimentale.

Dacă aceste relații verifică lungimi mici de coloană, cu certitudine vor verifica și lungimi infinit mici.

Făcînd, pentru aceste condiții, substituirea lungimii dl din relațiile experimentale și separînd variabilele, se obține :

$$KD\sqrt{h}\,dh = R_0 Q^2\,dQ.$$

Prin integrare și simplificare se obține :

$$\sqrt[3]{4K^2D^2}\,h = \sqrt[3]{R_0^2}\,Q^2. \qquad (3)$$

Această relație stabilește dependența între presiunea statică h și debitul Q ce trece prin coloană la o anumită lungime de lucru a acesteia.

Pentru a stabili funcționalitatea coloanelor de aeraj, este necesar a determina limitele de integrare a variabilelor h și Q pe lungimea de lucru a acestora.

Aceste limite constituie, de fapt, și condițiile de funcționalitate a coloanelor și sînt următoarele.

a. Cînd instalația trebuie să asigure debitul de aer proaspăt necesar la frontul de lucru Q_0, coloana funcționează astfel.

● Debitul de aer ce trece prin coloana Q va fi o însumare a debitului de aer necesar la front Q_0 și a debitului de aer intrat în coloană prin neetanșeitățile acesteia Q_p. La capătul lungimii coloanei, debitul de lucru Q_v al instalației va fi deci :

$$Q_v = Q_0 + Q_p, \quad \text{m}^3/\text{s}.$$

● Presiunea statică de lucru h asigură vehicularea aerului intrat în coloană prin capătul acesteia și prin neetanșeitățile coloanei. La capătul lungimii coloanei presiunea statică de lucru h_v va fi deci :

$$h_v = h_0 + h_p, \quad \text{mm } H_2O,$$

în care :

$$h_0 = R_0 L\, Q_0^2, \quad \text{mm } H_2O;$$

$$h_p = R_0 L\, Q_p^2, \quad \text{mm } H_2O.$$

Această presiune de lucru a instalației se consumă în întregime pe lungimea de lucru a coloanei.

În aceste condiții de funcționalitate relația (3) are următoarele limite de integrare :

$$\sqrt[3]{4K^2D^2}\,|h|_0^{h_v} = \sqrt[3]{R_0^2}\,|Q^2|_{Q_0}^{v}.$$

Efectuînd înlocuirile, ecuația de mai sus devine :

$$\sqrt[3]{4K^2D^2}\,h_v = \sqrt[3]{R_0^2}\,(Q_v^2 - Q_0^2). \qquad (4)$$

b. Cînd instalația nu mai asigură eficiența coloanei, debitul de aer proaspăt ce intră în coloană este nul ($Q_0 = 0$), iar coloana funcționează astfel.

● Debitul de aer ce trece prin coloana Q va fi numai debitul de aer intrat prin neetanșeități, deci $Q_v = Q_p$.

● Presiunea statică de lucru h va fi la capătul lungimii de lucru $h_v = h_p$ și se consumă în totalitate numai pentru vehicularea aerului intrat prin neetanșeitățile coloanei.

În aceste condiții de funcționalitate, relația (3) are următoarele limite de integrare :

$$\sqrt[3]{4K^2D^2}\,|h|_0^{h_p} = \sqrt[3]{R_0^2}\,|Q^2|_0^{Q_p}.$$

Efectuînd înlocuirile, ecuația de mai sus devine :

$$\sqrt[3]{4K^2D^2}\,h_p = \sqrt[3]{R_0^2}\,Q_p^2. \qquad (5)$$

Relațiile (4) și (5) caracterizează funcționalitatea coloanelor de aeraj pe întreaga lungime de lucru a acestora, în funcție de parametrii de montaj R_0, K și D.

Reprezentarea grafică a acestor relații este prezentată în figura 1.

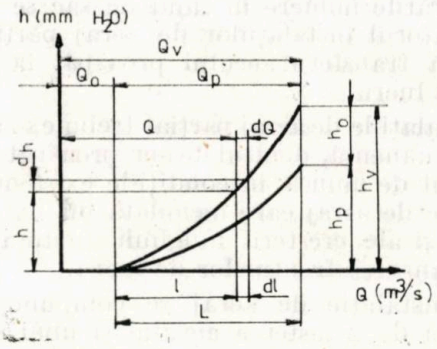


Fig. 1.

II. Pierderea de debit și de presiune a coloanelor

Orice coloană de aeraj prezintă pe lungimea de lucru pierderi de debit și de presiune statică. Aceste pierderi se pot evidenția raportînd relația (4) cu (5) și făcînd apoi înlocuirile lui h_p și Q_p în conformitate cu condițiile de funcționalitate expuse anterior.

După simplificări se obține relația :

$$\frac{h_v}{h_0} = 0{,}5\left(\frac{Q_v}{Q_0} + 1\right). \qquad (6)$$

Raportul h_v/h_0 reprezintă coeficientul pierderilor de presiune și se notează de obicei cu φ, iar raportul Q_v/Q_0 reprezintă coeficientul pierderilor de debit și se notează de obicei cu p.

Conform relației (6), între coeficientul pierderilor de presiune și coeficientul pierderilor de debit, există următoarea reciprocitate:

$$\varphi = 0{,}5\ (p + 1).$$

Reprezentarea grafică a relației (6) este prezentată în figura 2, unde se poate observa că panta de creștere a coeficientului pierderilor de debit este mai mare decît panta de creștere a coeficientului pierderilor de presiune.

Din relația (6) se obține pierderea totală de presiune a unei coloane în funcție de lungimea de lucru, deoarece, așa cum s-a arătat $h_0 = R_0 L Q_0^2$

$$h_v = 0{,}5\ (p + 1)\ R_0 L Q_0^2,\ \text{mm H}_2\text{O}. \qquad (7)$$

Substituind pe h_v între relațiile (4) și (7), se obține expresia coeficientului pierderilor de debit al unei coloane de o anumită lungime de lucru L și cu parametrii de montaj R_o, K și D.

$$p = 1 + \sqrt[3]{0{,}5\ R_0 K^2 D^2 L^3}. \qquad (8)$$

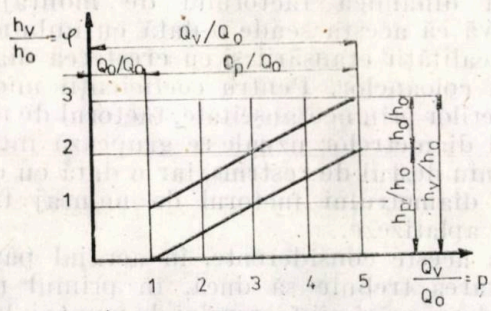


Fig. 2

Coeficientul pierderilor de presiune va fi deci:

$$\varphi = 1 + 0{,}5\sqrt[3]{0{,}5\ R_0 K^2 D^2 L^3}. \qquad (9)$$

III. Caracteristica de debit a coloanelor

Caracteristica de debit a unei coloane determină debitul care trece prin coloană și se obține din relația (8), în care:

$$p = Q_v/Q_0$$

$$Q_v = Q_0(1 + \sqrt[3]{0{,}5\ R_0 K^2 D^2 L^3}).\ \text{m}^3/\text{s}. \qquad (10)$$

Această relație permite determinarea debitului Q_v al coloanei, pentru o anumită lungime de lucru L, în funcție de debitul de aer aspirat din frontul de lucru Q_0 și de parametrii de montaj R_0, K și D.

Reprezentarea grafică a lui $Q_v = f(L)$ este o dreaptă care pleacă de pe axa ordonatelor din punctul $Q_v = Q_0$.

IV. Caracteristica de presiune a coloanelor

Caracteristica de presiune a unei coloane determină presiunea de lucru a acesteia și se obține din relația (9), în care $\varphi = h_v/h_o$.

$$h_v = (1 + 0{,}5\sqrt[3]{0{,}5\ R_0 K^2 D^2 L^3})\ R_0 L Q_0^2,\ \text{mm H}_2\text{O}. \qquad (11)$$

Această relație permite determinarea presiunii de lucru necesare unei coloane, de o anumită lungime de lucru L, în funcție de debitul de aer aspirat din frontul de lucru Q_0 și de parametrii de montaj R_0, K și D.

Reprezentarea grafică a lui $h_v = f(L)$ este o curbă pătratică care pleacă din originea axelor.

Caracteristica presiunii de lucru a coloanei este însă $h_v = f(Q_v)$ și se obține din relația (7):

$$h_v = \frac{p+1}{2p^2} R_0 L Q_2^v,\ \text{mm H}_2\text{O}. \qquad (12)$$

Înlocuind în această relație, coeficientul pierderilor de presiune p cu valoarea acestuia stabilit de relația (8), se obține:

$$h_v = \frac{1 + 0{,}5\sqrt[3]{0{,}5\ R_0 K^2 D^2 L^3}}{(1 + \sqrt[3]{0{,}5\ R_0 K^2 D^2 L^3})^2} R_0 L Q_v^2,\ \text{mm H}_2\text{O}. \qquad (13)$$

Această relație exprimă interes practic, deoarece poate fi transpusă în sistemul de axe de coordonate $h_v = f(Q_v)$, sistem în care sînt ridicate și curbele caracteristice de funcționare a ventilatoarelor.

Reprezentarea grafică a acestei relații $h_v = f(Q_v)$ este tot o curbă pătratică care pleacă din originea axelor de coordonate.

V. Factorul de montaj

În relațiile de funcționalitate a coloanelor de aeraj, parametrii de montaj apar grupați sub forma unui produs:

$$\sqrt[3]{0{,}5\ R_0 K^2 D^2}.$$

Acest produs nu este altceva decît factorul de montaj și exprimă starea și calitatea montajului unei coloane de un anumit diametru.

Coeficientul aerodinamic al coloanelor R_o este dependent de diametrul coloanei și pentru coloanele metalice în exploatare are următoarele valori medii :

D, m	R_0 mediu, kgfs^2/m^9
0,4	0,2200
0,5	0,0720
0,6	0,0290
0,7	0,0135
0,8	0,0069
0,9	0,0038
1,0	0,0023

Întrucît în factorul de montaj coeficientul aerodinamic nu intervine decît la puterea 1/3, variația acestuia în limite restrînse nu modifică practic valoarea factorului de montaj, deoarece creșterea acestuia cu 30% modifică cu mai puțin de 10% factorul de montaj.

În proiectarea instalațiilor de aeraj parțial, valorile medii ale coeficientului aerodinamic, prezentate mai sus, dau rezultate satisfăcătoare, iar în exploatarea instalațiilor trebuie urmărit ca acesta să aibă valori foarte apropiate de cele medii.

Coeficientul pierderilor prin neetanșeitate K este determinat de calitatea montajului și are valori ce pot fi luate în considerare, cuprinse între $1 \cdot 10^{-4}$ și $1 \cdot 10^{-3}$, dar se apreciază ca acceptabile cele cuprinse în jurul lui $5 \cdot 10^{-4}$

În proiectarea instalațiilor de aeraj parțial trebuie avută în vedere valoarea de $5 \cdot 10^{-4}$ pentru coeficientul pierderilor prin neetanșeitate, iar în ceea ce privește montajul și exploatarea coloanelor, trebuie urmărit ca acesta să se încadreze între $2{,}5 \cdot 10^{-4}$ și $7{,}5 \cdot 10^{-4}$.

Este necesar a se acorda o mult mai mare importanță coeficientului pierderilor prin neetanșeitate deoarece, intervenind la puterea 2/3 în factorul de montaj, influențează foarte mult caracteristicile de lucru ale coloanelor și are implicații economice mari în funcționalitatea instalațiilor de aeraj parțial. În acest sens este necesară o reconsiderare a cuplării elementelor de coloană, deoarece pentru lungimi mari ale coloanelor primul lucru necesar constă în calitatea și fiabilitatea montajului.

Importanța mărimii coeficientului pierderilor prin neetanșeitate asupra factorului de montaj este prezentată în figura 3, unde coeficientul rezistenței aerodinamice a fost luat în calcul cu valorile prezentate mai sus.

O valoare mai mică decît $2{,}5 \cdot 10^{-4}$ pentru coeficientul pierderilor prin neetanșeitate este foarte greu de realizat, iar o valoare mai mare de $7{,}5 \cdot 10^{-4}$ trebuie considerată ca inacceptabilă pentru lungimi mari de lucru ale coloanelor. De asemenea este absolut necesară menținerea acestui coeficient constant pe toată lungimea coloanei.

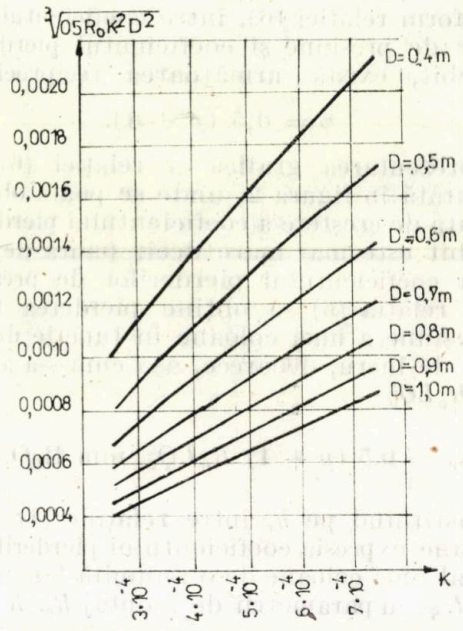


Fig. 3

Din dinamica factorului de montaj, se observă că acesta scade o dată cu îmbunătățirea calității etanșării și cu creșterea diametrului coloanelor. Pentru coeficienții mici ai pierderilor prin neetanșeitate, factorul de montaj al diametrelor uzuale se grupează într-un domeniu destul de restrîns, iar o dată cu creșterea diametrului factorul de montaj tinde să se aplatizeze.

Din aceste considerente, în aerajul parțial orientarea trebuie să ducă, în primul rînd, la scăderea mărimii factorului de montaj, lucru ce se poate face prin îmbunătățirea calității montajului și creșterea diametrului coloanelor de aeraj care, pe lîngă reducerea factorului de montaj, asigură și stabilitatea funcționării instalațiilor, datorită tendinței de aplatizare a acestuia.

Nu lipsită însă de importanță este menținerea constantă a factorului de montaj pe toată lungimea de lucru a coloanei în timpul exploatării, deoarece modificarea acestuia față de valorile preconizate face incertă funcționarea instalațiilor de aeraj parțial.

Concluzii

1. Pentru atragerea în circuitul economic de noi rezerve de substanțe minerale utile, se impune creșterea lungimii lucrărilor miniere și a debitelor de aer necesare la fronturile de lucru, ca urmare a coborîrii în adîncime a cer-

cetării și deschiderii zăcămintelor, ceea ce necesită o perfecționare a aerajului parțial.

2. Relațiile de calcul prezentate stabilesc, analitic, funcționalitatea coloanelor, plecînd de la relațiile cercetării experimentale și au aplicabilitate pentru lungimi mari ale coloanelor de aeraj.

3. În proiectarea și exploatarea instalațiilor de aeraj parțial, trebuie avută în vedere, în primul rînd, reducerea „factorului de montaj", lucru ce se poate realiza prin îmbunătățirea calității montajului și orientarea spre diametre mai mari ale coloanelor.

Bibliografie

[1] Bălțăreț u, F., Matei, I. *Serii de ventilatoare necesare pentru aerajul parțial.* Mine, Petrol și Gaze, nr.9, 1979.

[2] Teodorescu, C., Gontean, Z., Neag, I. *Aeraj minier.* Ed. tehnică, 1979.

Tufuri și tufite terțiare — vulcanism intra- și extracarpatic ?

Ing. geol. **R. Cosma**
Biroul de expertiză și consulting

dr. ing. geol. **Mariana Mărunțeanu**
Institutul de geologie și geofizică

I. Diferențieri litofaciale, mineralogice și chimice

Tufurile vulcanice au o extindere apreciabilă în formațiunile miocene, în mod deosebit în cele badeniene. Tufurile și tufitele sînt prezente atît la interiorul arcului carpatic (depresiunile Transilvaniei, Silvaniei și Maramureșului), cît și la exteriorul acestuia (Pînza de Tarcău, depresiunile Subcarpatică și Getică, precum și Platforma moldovenească).

Dacă luăm în considerare arealul de extindere al tufurilor (în cazul tufului de Dej aproape toată Depresiunea Transilvaniei) și grosimile acestora, ce ating frecvent 30 — 40 m, rezultă volume estimative de ordinul miliardelor de metri cubi pentru fiecare din unitățile geologice menționate. Se pune întrebarea : ce vulcanism a generat cantități atît de mari de material piroclastic ? De asemenea, avînd în vedere caracterul predominant acid (riodacitic, dacitic) al tufurilor badeniene, apare o neconcordanță între volumul imens al acestora și raritatea rocilor riodacitice, cunoscîndu-se faptul că majoritatea vulcanitelor de pe teritoriul țării noastre sînt de tip andezitic.

Coloanele litostratigrafice ale formațiunilor badeniene (fig. 1) scot în evidență grosimile mari ale depozitelor tufacee : 5—48 m pentru tuful de Dej, 2—42 m pentru tuful de Slănic, în unele cazuri depășind 100 m (la Ocnele Mari în Depresiunea Getică sau la Mîrșid în Depresiunea Silvaniei). Se remarcă diferențieri pregnante între tufuri de ordin litofacial : grosime, granoclasare și, mai ales, numărul de strate. Aceste diferențieri există atît între cineritele din diferitele unități geologice, cît și în cadrul fiecărui bazin de sedimentare în parte.

Astfel, la Slănic, în cariera Piatra Verde, se remarcă peste 30 nivele tufacee, separate de intercalații argiloase, în timp ce în alte bazine există cel mult 10—12 strate.

În ceea ce privește constituția mineralogică a unor tufuri, considerate reprezentative (tab. 1), se observă caracterul predominant vitroclastic al acestora, cu excepția tufitelor de la Cleja din Platforma moldovenească, care sînt cristaloclastice. Ponderea vitroclastelor poate fi aproape exhaustivă, atingînd 99% în cazul tufului de Slănic.

Și în cazul componenților mineralogici se constată diferențieri atît între tufurile din unitățile geologice menționate, cît și în interiorul fiecăreia. Astfel, în cadrul Depresiunii Transilvaniei ponderea cristaloclastelor este de 18% la Racoș, față de 8% la Pîglișa, deși tuful de Perșani este echivalent cu cel de Dej. De asemenea, cristaloclastele de cuarț și feldspați cumulează peste 6% în cazul tufurilor de Dej și Bîrsana, în timp ce ponderea lor pentru tufurile de Mîrșid și cele extracarpatice nu depășește 2%.

Piroclaste de hornblendă și piroxeni sînt frecvente doar în tufitele meotiene de la Cleja, datorită caracterului andezitic al acestora.

Diferențieri marcante între tufuri sînt scoase în evidență și de compoziția chimică a acestora (tab. 2). Atît diagrama binară SiO_2—$Na_2O + K_2O$ (fig. 2), cît și diagrama ternară CaO—Na_2O—K_2O (fig. 3) arată caracterul distinct al tufurilor de la Racoș (Depresiunea Transilvaniei) și Nereju (Depresiunea Subcarpatică), cu toate că reprezintă cele mai apropiate acumulări de cinerite intra-, respectiv extracarpatice.

În tabelul 2 se remarcă ponderea ridicată a SiO_2 (65,83—71,36%), corespunzătoare unor roci vulcanice acide de tipul riodacitelor sau dacitelor. Excepție fac tufitele din Depresiunea Getică, unde aportul epiclastic determină

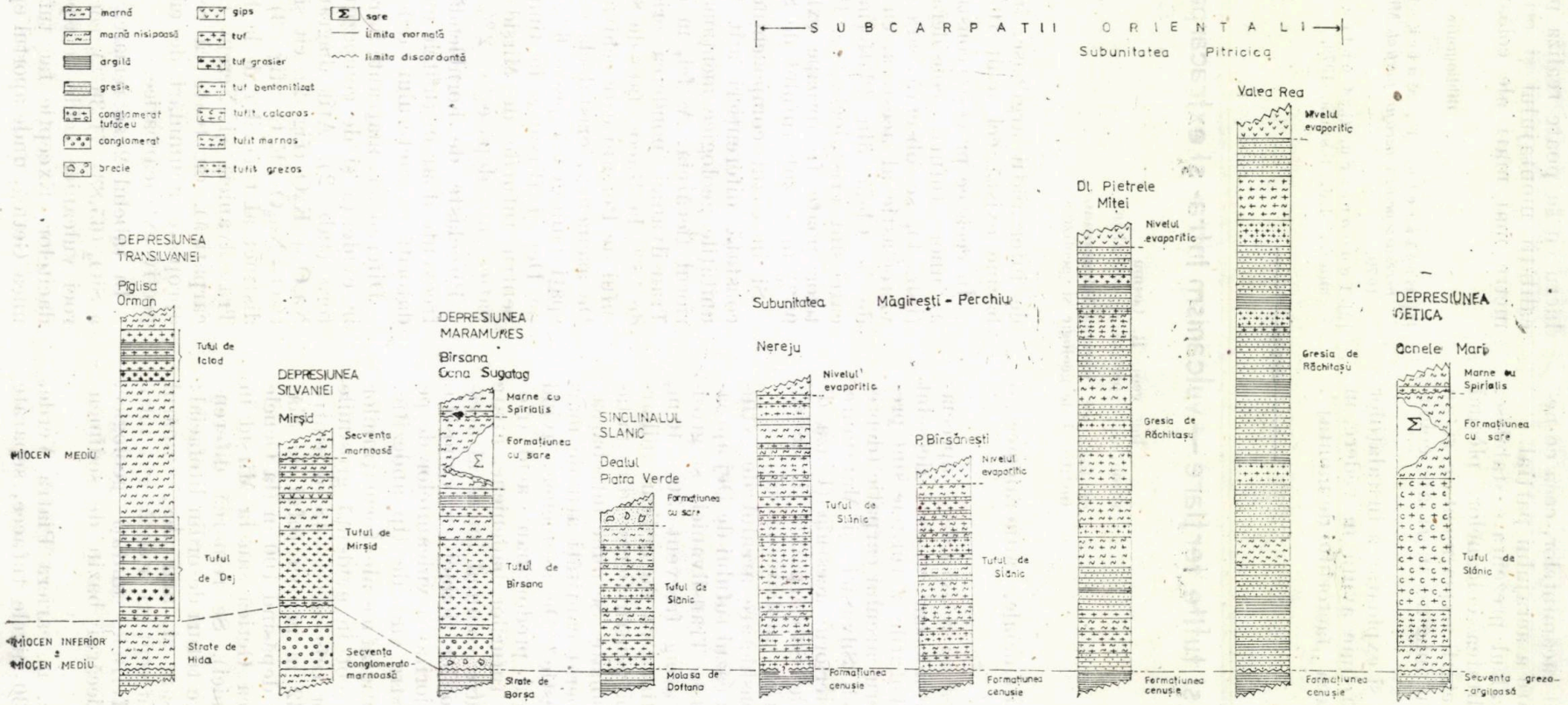


Fig. 1. Coloanele litostratigrafice ale unor tufuri miocene.

Tabelul 1

Constituția mineralogică a unor tufuri

Unitatea geologică, localizare		Tuf de	Minerale, %									
			Vitroclaste	cristaloclaste				epiclaste			litoclaste	
			sticlă/ transf.	cuarț	feldsp.	hornbl.	pirox.	cuarț	biotit	musc.	calcit	erupt.	met. + sed.
D. Transilvaniei													
	Piglișa	Dej	90	2	6	sp.	sp.	1	sp.	sp.	—	1	—
	Racoș	Perșani	78	6	12	sp.	sp.	2	1	1	sp.	—	sp.
	Pintic	Ghiriș	91	1	5	sp.	1	sp.	sp.	sp.	2	sp.	—
D. Silvaniei													
	Mîrșid	Mîrșid	98	1	1	sp.	sp.	—	sp.	sp.	—	sp.	sp.
D. Maramureș													
	Bîrsana	Bîrsana	92	3	3	sp.	sp.	sp.	1	sp.	sp.	1	1
P. Tarcău													
	Slănic	Slănic	99	sp.	sp.	—	—	1	sp.	sp.	sp.	—	sp.
D. Subcarpatică													
	Nereju	Slănic	89	1	1	sp.	sp.	—	1	sp.	7	—	—
D. Getică													
	Ocnele Mari	Slănic	59	sp.	sp.	—	—	sp.	1	sp.	40	—	sp.
P. Moldovenească													
	Cleja	Cleja	39	—	20	8	3	5	12	13	sp.	sp.	sp.

Tabelul 2

Compoziția chimică a unor tufuri

Unitatea geologică, localizare		Tuf de	Constituenți chimici, %								
			SiO_2	Al_2O_3	Fe_2O_3	FeO	MgO	CaO	TiO_2	Na_2O	K_2O	P.C.
D. Transilvaniei (riodacit Ciceu, Mîrza, 1974)	Piglișa	Dej	68,71	12,96	1,55	0,24	0,43	3,41	0,28	2,88	1,30	7,82
			71,99	11,24	0,67	0,27	0,75	2,45	0,17	2,46	1,29	
	Chinteni	Dej	70,70	12,00	0,78	0,28	0,40	2,10	0,14	2,10	1,15	9,02
	Racoș	Perșani	63,74	13,83	0,85	0,19	0,36	4,20	0,24	1,02	2,03	12,93
D. Silvaniei	Mîrșid	Mîrșid	65,83	11,76	1,10	0,29	1,30	2,94	0,25	0,67	3,01	
	Borla		71,10	6,66	2,80	0,43	0,96	2,17		1,35	2,74	
D. Maramureș	Bîrsana	Bîrsana	67,18	14,07	0,80		0,80	2,35	0,18	1,45	1,36	12,40
P. Tarcău	Slănic	Slănic	68,05	10,40	2,47	0,47	0,50	3,15	0,10	0,18	2,28	11,80
D. Subcarpatică	Nereju	Orizont t. globi	71,36	13,90	1,15	0,20	0,40	1,30	0,20	4,00	2,10	5,05
D. Getică	Ocnele Mari	Orizont t. globi	58,50	12,11	3,53	0,32	1,48	7,21	0,25	1,90	2,65	12,26

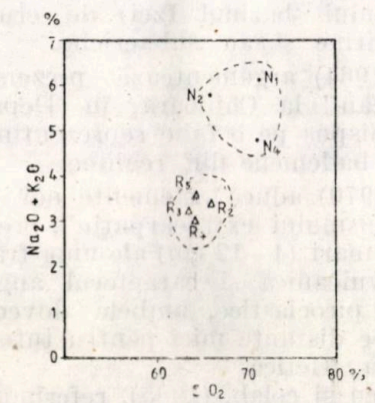


Fig. 2. Diagrama binară $SiO_2 - Na_2O + K_2O$.

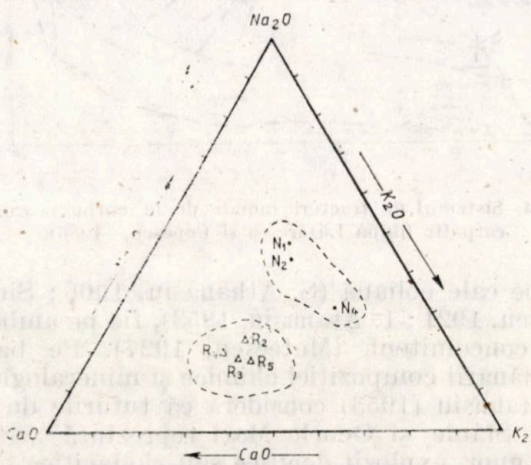


Fig. 3. Diagrama ternară $CaO - Na_2O - K_2O$: R — Racoș; N — Nereju.

creșterea participării CaO = 7,21%, în dauna SiO_2 = 58,5%.

Și compoziția chimică marchează diferențieri în cadrul aceluiași bazin, de exemplu între tufurile de la Mîrșid și Borla din Depresiunea Silvaniei, cu procente net distincte de SiO_2, Al_2O_3 și Fe_2O_3.

De asemenea, o notă aparte o constituie procentul foarte mic de Na_2O (0,18%) din tuful de Slănic, care ar putea fi pus însă pe seama transformării aproape integrale a sticlei vulcanice în clinoptilolit și mordenit.

Înainte de a aborda semnificația acestor diferențieri litofaciale, chimice și mineralogice, considerăm oportună o succintă prezentare a principalelor opinii privind originea tufurilor în vulcanice.

II. Ipoteze privind sursa materialului piroclastic

Pentru a explica prezența tufurilor la exteriorul arcului carpatic, în geologia românească s-au conturat două tendințe distincte, a vulcanismului intracarpatic, respectiv extracarpatic.

Prima tendință, a vulcanismului intracarpatic, admite proveniența materialului piroclastic din erupțiile care au avut loc în Munții Apuseni sau Călimani — Harghita. Transportul s-a efectuat fie prin intermediul curenților marini, care pătrundeau în bazinul extracarpatic prin istmul de legătură de pe actuala vale a Oituzului (Mrazec și Teisseyre, 1902),

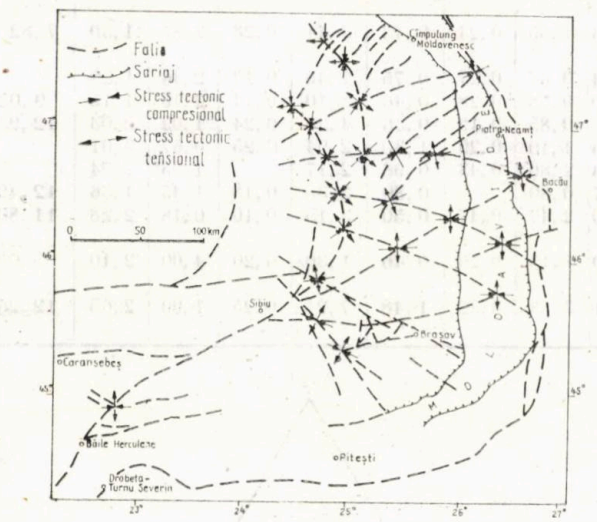


Fig. 4. Sistemul de fracturi radiale de la curbura arcului carpatic (după Lăzărescu și Popescu, 1986).

fie pe cale eoliană (S. Athanasiu, 1906; Simionescu, 1921; I. Atanasiu, 1953), fie pe ambele căi concomitent (Mateescu, 1927). Pe baza asemănării compoziției chimice și mineralogice, I. Atanasiu (1953) consideră că tufurile de la Dej, Slănic și Ocnele Mari reprezintă „cenușile unor explozii dacitice sau riodacitice care au avut loc în Munții Apuseni" și „că unul dintre centrele de erupție vizibil astăzi este Roșia Montană".

Numeroși cercetători aduc însă argumente în favoarea existenței unui vulcanism extracarpatic sau a unor erupții locale, în bazinele de sedimentare a tufurilor.

Primul susținător al acestei idei este Murgoci (1908), care leagă originea tufurilor terțiare din Oltenia de erupțiile produse pe fracturi.

Voitești (1938) pledează pentru existența „unui con vulcanic din cenuși dacitice la Ocnele Mari", cu o grosime de circa 200 m și un diametru depășind 2 500 m.

Filipescu (1943, 1958), unul din principalii promotori ai „problemei vulcanismului extracarpatic", aduce drept argument prezența cineritelor dacitice și la nivelul senonianului, precum și a unor diabaze la Poiana Crăițelor (Prahova).

Stanciu (1951) se alătură ideilor lui Murgoci și Voitești privind originea extracarpatică a tufurilor din zona Govora-Ocnele Mari, susținînd însă existența unor erupții submerse.

În Depresiunea Transilvaniei, Dumitrescu (1953) asociază geneza tufului de Dej cu erupțiile riodacitice de la Ciceu. Mârza (1965, 1974) preia și dezvoltă această idee, argumentînd consangvinitatea petrografică a tufului de Dej și riodacitului de Ciceu prin parageneza identică, același mineral accesoriu (ortit) și același produs de transformare (celadonit). De asemenea, compoziția chimică a acestor roci este asemănătoare (tab. 2). Coroborînd aceste date, Mârza consideră că „tuful de Dej își are originea în mai multe centre vulcanice explozive, cu activitate submersă", probabil legate de mișcările de scufundare ale bazinului Transilvaniei, fenomen sincron și în alte bazine carpatice.

Un model similar de interpretare este adoptat în mod independent de Motaș (1956), care leagă tufurile badeniene din Depresiunea Maramureșului (bazinul Izei) de erupții locale submarine și/sau subaeriene.

Paucă (1964) argumentează prezența unui „stratovulcan" la Chilioara, în Depresiunea Silvaniei, dispus pe o falie reprezentînd sursa cineritelor badeniene din regiune.

Pîrvu (1970) aduce „elemente noi în sprijinul vulcanismului extracarpatic", precum dimensiunile mari (4—12 cm) ale unor fragmente de sticlă vulcanică și caracterul angular al elementelor piroclastice, ambele dovedind un transport pe distanțe mici pentru tufurile din Depresiunea Getică.

Ștefănescu și colab. (1985), referindu-se tot la geneza rocilor tufacee din neogenul Depresiunii Getice, susțin formarea sticlei vulcanice de tip „gas-shard" prin „colaps vacuolar", în ideea unor erupții extracarpatice submarine. Caracterul submarin al erupțiilor determină forma alungită și efilată a depozitelor tufacee.

Huică (1987) atribuie cineritelor andezitice din Platforma moldovenească o origine extracarpatică, evidențiind prezența unor fragmente de andezite de pînă la 15 cm și a unor falii (Cleja, Oituzului, Siretului) ce au constituit potențiale căi de acces al magmelor.

Ipoteza vulcansimului extracarpatic este susținută și de Vialov (1983) pentru tufurile din Subcarpații Ucrainei.

III. Argumente pentru ipoteza unui vulcanism intra- și extracarpatic

În afara diferențierilor litofaciale, mineralogice și chimice și a ipotezelor privind sursa materialului piroclastic, elaborate de antecercetători, pot fi aduse cîteva argumente noi, proprii, după cum urmează.

● Prezența unor bombe vulcanice, cu dimensiuni de pînă la 12—14 cm, atît în tufurile intracarpatice (Vadul Izei, Depresiunea Maramureșului), cît și în cele extracarpatice (Nereju, Depresiunea Subcarpatică). Aceste dimensiuni sînt incompatibile cu un transport pe distanță mare (Ruhin, 1966), indiferent de tipul acestuia (marin, fluviatil, eolian).

● Cristaloclastele de feldspați plagioclazi, hornblendă și piroxeni din tufurile de la Slănic, Nereju și Cleja sînt angulare, complet nerulate, implicînd un transport foarte scurt și deci o sursă apropiată a materialului piroclastic. Dimensiunile mari ale piroclastelor (uneori peste 1 mm), asociate cu lipsa rulării, caracterizează „faciesul apropiat de sursă" (Fischer și Schminke, 1984).

● În orizontul Kliwa superior, aparținînd miocenului inferior din Pintenul de Văleni, au fost separate cîteva zeci de intercalații tufacee, cu grosimi de 1—15 cm (Georgescu și Frunzescu, 1985). După datele disponibile nu se cunosc manifestări vulcanice în miocenul inferior, la interiorul arcului carpatic, care să fi constituit sursa acestor cinerite.

Explicarea deosebitei varietăți a tufurilor și a diferențierilor între ele sugerează ipoteza unui vulcanism local atît intra-, cît și extracarpatic. Acest vulcanism a avut un caracter exploziv foarte puternic în badenianul inferior (langhian), generînd tufurile sincrone de Dej și Perșani (Depresiunea Transilvaniei), Mîrșid (D. Silvaniei), Bîrsana (D. Maramureșului), Slănic (sinclinalul Slănic și Depresiunea Subcarpatică), precum și tufitele din Depresiunea Getică. Activitatea vulcanică a continuat, local și intermitent, în sarmațian, încheindu-se în meoțian (tuf de Bazna în Depresiunea Transilvaniei, sincron cu cel de Cleja din Platforma moldovenească).

De asemenea, în acord cu unii antecercetători (Mârza, 1974; Ștefănescu, 1985), considerăm că diferențierea tufurilor se datorează și caracterului submarin sau subaerian al erupțiilor. Astfel, dintre tufurile extracarpatice, cele de la Ocnele Mari și Apostolache (județul Prahova) se aseamănă prin friabilitate, culoarea albicioasă, preponderența vitroclastelor, înălțimea de aproximativ 100 m, forma alungită (6—8 km) și pereții dantelați, elemente caracteristice „inelelor de hialoclastite", descrise de Tazieff (1972) în regiunea Afar din nord-estul Etiopiei, specifice vulcanismului submarin. O caracteristică importantă a inelelor de hialoclastite este aceea că pot rezulta în urma unor erupții produse prin fracturi, fără con central.

Mecanismul producerii vulcanismului extracarpatic este însă dificil de explicat, în contextul în care singurele evidențe ale existenței erupțiilor sînt tufurile. Acceptînd ideea unui vulcanism în bazinul flișului est-carpatic, D. Rădulescu (1976) avansează trei posibilități:

— subducție la coliziunea a două microplăci oceanice, adică un arc vulcanic insular;

— asocierea vulcanismului cu zona de expansiune, în cadrul unor structuri dezvoltate pînă la condiții subaeriene;

— existența unor zone fierbinți, eventual amplasate chiar pe rift.

Deși ipoteza unei subducții relicte sau chiar active este luată în considerare de mai mulți autori (Rădulescu și Săndulescu, 1973; Cornea și Lăzărescu, 1981 ș.a.), este puțin probabilă lăgătura între aceasta și vulcanismul extracarpatic. De aceea considerăm mai plauzibilă asocierea vulcanismului extracarpatic cu existența unor fracturi crustale radiale, perpendiculare pe catena carpatică, evidențiate seismometric, gravimetric și magnetic — ΔZa (Gavăt și colab., 1971; Airinei, 1977). Astfel de fracturi majore, dispuse într-un „stil tectonic radial" (Caire, 1975), asociate în zonele de intersecție cu stress-uri tectonice compresionale sau tensionale (Lăzărescu și Popescu, 1986) ar fi putut constitui, în miocen, potențiale căi de acces ale magmelor (fig. 4). Întrucît majoritatea acestor fracturi se opresc în falia pericarpatică, vîrsta lor este antesarmațiană.

Prospecțiunile aeromagnetometrice din Depresiunea Subcarpatică conturează anomalii de mică intensitate, deoarece atît tufurile dacitice, cît și potențialele surse din adîncime au conținuturi foarte reduse în magnetit.

În ipoteza unui vulcanism local intra- și extracarpatic ar mai putea fi luată în considerare și posibilitatea ascensiunii magmelor prin stopping, fenomen similar diapirismului.

Bibliografie

[1] Atanasiu, I. *Cineritele din Neogenul românesc și vîrsta erupțiilor vulcanice corespunzătoare.* An. Com. Geol. XXV, București, 1953.

[2] Caire, A. *Les régles de la fracturation continentale et le rôle des géofractures dans l'évolution de l'écorce terrestre.* Rev. Géol. Dyn., 17, 4, 1975.

[3] Cosma, R. *Caracteristici calitative, zone de perspectivă și posibilități de valorificare a tufurilor vulcanice din România.* Mine, Petrol și Gaze, nr. 1, 1982.
[4] Cosma, R., Matei, L., Rădan, S. *Occurrences and properties of zeolitic tuffs in Romania.* Vol. spec., Univ. București, 1986.
[5] Fischer, A., Schmincke, V. *Pyroclastic Rocks.* Springer Verlag, Berlin, N.Y., 1984.
[6] Filipescu, M. G. *Date noi în problema vulcanismului extracarpatic.* Anal. Univ. București, 17, 1958.
[7] Huică, I. *Nouvelles contributions sur le volcanisme carpathique externe du Kersonien-Méotien de l'avant-fosse des Carpathes Orientales et de la Plate-forme Moldave.* Vol. spec., Univ. București, 1986.
[8] Lăzărescu, V., Popescu, M. N. *Shallow vs. deep, old vs. recent tectonic movements at the Eastern Carpathians Arc Bend.* Tectonophysics, 131, Elsevier, Amsterdam, 1986.
[9] Mărunțeanu Mariana *Studiul geologic al bazinului inferior al Tazlăului Mare* (teză de doctorat). Univ. București, 1987.
[10] Mârza, I. *Recherches pétrographiques sur le tuf de Dej, du nord du bassin de Transylvanie.* Bull. Volc. XXXVIII/4, Napoli, 1974.
[11] Motaș, I. C. *Contribuții la studiul geologic al Maramureșului (bazinul v. Izei).* D.S. Com. Geol. XL, 1956.
[12] Murgoci, G. *Terțiarul din Oltenia.* An. Inst. Geol., I, 1908.
[13] Paucă, M. *Aparatul vulcanic de la Chilioara (bazinul Silvaniei).* D. S. Com. Geol., L/2, 1964.
[14] Pirvu, G. *Elemente noi în sprijinul vulcanismului extracarpatic.* Petrol și Gaze, vol. XXI, nr. 9, 1970.
[15] Rădulescu, D. *Vulcanii astăzi și în trecutul geologic.* Ed. tehnică, București, 1976.
[16] Ruhin, A. *Bazele litologiei.* Ed. tehnică, București, 1966.
[17] Ștefănescu, N. ș.a. *Elemente noi privind geneza rocilor tufacee din neogenul Depresiunii Getice și unele aspecte de valorificare economică a lor* (manuscris), 1985.
[18] Voitești, P. I. *Sur l'existence d'un cône volcanique de cendres dacitiques à Ocnele Mari.* C. R. Acad. II, 1938.

Analiza energetică a sondelor în pompaj de adîncime cu prăjini

Dr. ing. **A. Ionel**
Schela de producție petrolieră Viforîta

I. Introducere

Extracția țițeiului prin pompaj de adîncime cu prăjini, cu un consum energetic cît mai mic, constituie un scop primordial al specialiștilor din domeniul exploatării zăcămintelor de petrol.

Cheltuielile cu energia au pondere ridicată în calculul prețului de cost al țițeiului extras prin metoda pompajului de adîncime cu prăjini, de aceea eficiența extracției prin această metodă depinde direct de consumul de energie.

Posibilitatea reducerii consumului de energie rezultă dintr-o analiză tehnologică a procesului de pompaj de adîncime. De asemenea, o analiză energetică, un bilanț energetic, pot fi o bază de plecare într-un proces de îmbunătățire a tehnologiei extracției prin pompaj de adîncime. Combinația acestor două modalități de analiză a procesului de pompaj de adîncime constituie o metodă de analiză-diagnostic și identificarea în acest mod a locurilor unde operatorul poate interveni pentru reducerea consumului de energie.

II. Distribuția consumului de energie într-o instalație de pompare

Deoarece majoritatea covîrșitoare a instalațiilor de pompare sînt acționate cu motoare electrice, ne vom referi la energia electrică consumată în procesul de pompaj de adîncime

Energia electrică din rețea este transformată în motorul electric *1* (fig. 1) în energie mecanică de rotație a axului motorului care este transmisă prin curelele *2* la reductorul *3*, unde se reduce turația, iar prin sistemul bielă-manivelă *4* se transformă mișcarea de rotație în mișcare alternativă a tijei polizate *5*, mișcare ce este transmisă prin prăjinile de pompare *6* la pistonul pompei de adîncime *7*.

În tot acest lanț de transmisie a energiei se produc consumuri, respectiv pierderi de energie utilă sau inutilă, normale sau anormale. Măsurarea sau calculul energiei, respectiv puterii, în diferite puncte ale lanțului de transmisie, dă posibilitatea aprecierii modului de

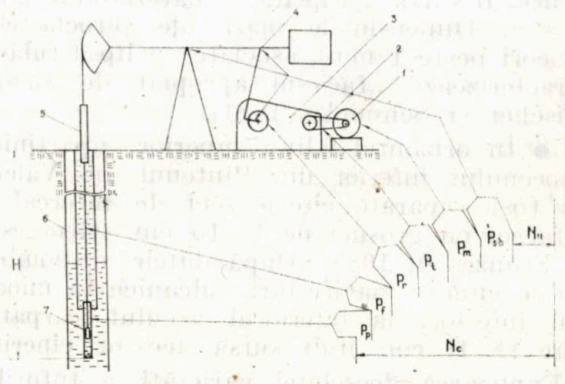


Fig. 1. Schema unei instalații de pompare și diagrama-fluviu.

funcționare din punct de vedere energetic al diferitelor transmisii și utilaje ce compun instalația de pompare.

Alegerea punctelor, din lanțul de transmisii ale energiei, unde trebuie măsurată sau calculată, depinde direct de posibilitățile practice de măsură sau de calcul în punctele alese a energiei transmise, respectiv a puterii transmise.

O modalitate, simplă și ușor de realizat în analizele de șantier, de alegere a punctelor din lanțul de transmisii ale energiei și de calcul al puterii transmise este prezentată mai jos.

1. *Puterea utilă. Lucrul mecanic în unitatea de timp necesar ridicării lichidului de la nive-*

lul dinamic la suprafață. Pentru sondele care au cît de cît un regim de lucru controlat din punct de vedere tehnologic, se poate lua în calcul, ca înălțime de ridicare a lichidului, adîncimea de fixare a pompei de adîncime, făcîndu-se o compensare a efectului presiunii de la capul de pompare cu submergența dinamică a pompei.

$$N_u = \frac{QH}{75} \cdot \frac{1}{24 \cdot 3\,600}, \qquad (1)$$

unde :

N_u este puterea utilă, CP ;
Q — debitul real de fluid produs — greutatea acestuia, t/zi ;
H — înălțimea de ridicare a fluidului, adîncimea de fixare a pompei, m

sau :

$$N_u = 0{,}1134 \cdot 10^{-3}\, Q \cdot H, \text{ kW}. \qquad (2)$$

Pentru calcule mai riguroase se poate lua în considerație înălțimea reală de ridicare cu elemente măsurate și calculate din dinamograma de la tija polizată.

Astfel :

$$L = H \frac{G_m}{G_c}, \qquad (3)$$

unde :

L este înălțimea reală de ridicare ;
H — adîncimea de fixare a pompei ;
G_m — greutatea lichidului ce apasă pe pistonul pompei, măsurată pe dinamogramă ;
G_c — greutatea calculată a lichidului cu ajutorul gradientului mediu.

Deoarece în relațiile (2) și (3) Q este greutatea fluidului ridicat, deci a sumei greutăților apei, țițeiului și gazelor, avem :

$$Q = Q_{as} \cdot \gamma_{as} + Q_t \cdot \gamma_t + Q_g \cdot \gamma_g, \qquad (4)$$

unde :

Q_{as}, γ_{as} sînt debitul și greutatea specifică a apei sărate ;
Q_t, γ_t — debitul și greutatea specifică a țițeiului ;
Q_g, γ_g — debitul și greutatea specifică a gazelor ;

Dacă în relația (4) termenul $Q_g \cdot \gamma_g$ se poate neglija, dată fiind valoarea lui mică în comparație cu ceilalți doi termeni, sub 1%, în schimb prezența gazelor în fluidul extras prin țevile de extracție, deci pompat de pompă, nu poate fi neglijată. Prezența gazelor are două efecte :

— micșorarea randamentului volumetric al pompei ;
— micșorarea greutății specifice medii a amestecului din țevile de extracție.

Al doilea efect duce la micșorarea presiunii de refulare a pompei și deci a consumului de energie.

2. *Puterea la refularea pompei* N_p. Datorită neetanșeităților din pompă, uzurii pieselor în timp și prezenței gazelor în fluidul pompat, randamentul volumetric al pompei este subunitar și variabil în timp, în scădere continuă.

Forța care acționează asupra pistonului pompei este aceeași atît în cazul cînd randamentul volumetric al pompei este unitar, cît și atunci cînd este subunitar. Deci, în pompă, datorită valorii subunitare a randamentului volumetric, se pierde energie, putere.

Puterea necesară la nivelul refulării pompei N_p va fi :

$$N_p = N_u \frac{1}{\eta_v}, \qquad (5)$$

în care :

$$\eta_v = \frac{Q}{Q_{Tf}} \qquad (6)$$

și :

$$Q_{Tf} = 1\,440 \cdot F \cdot S_p \cdot n, \qquad (7)$$

unde :

η_v este randamentul volumetric ;
Q_{Tf} — debitul teoretic de fund ;
F — suprafața pistonului ;
S_p — cursa pistonului ;
n — numărul de curse/min.

Pierderea de putere, energie, în pompă va fi :

$$P_p = N_p - N_u = N_u \left(\frac{1}{\eta_v} - 1 \right). \qquad (8)$$

3. *Puterea la prăjina lustruită* N_d. Se determină din dinamograma de suprafață luată cu un dinamograf :

$$N_d = \frac{a\, b\, A\, n}{4\,500}, \qquad (9)$$

unde :

$$a = \frac{S}{S_d}, \text{ m/cm},$$

unde :

S este cursa la prăjina lustruită, m ;
S_d — lungimea dinamogramei pe diagramă, cm ;
b — valoarea forței pentru 1 cm de pe dinamogramă pe ordonată, kgf/cm ;
A — suprafața dinamogramei, cm^2 ;
n — numărul de rotații/min.

Diferența de putere dintre punctul de la prăjina lustruită și punctul de la refularea

pompei constituie pierderea de putere pe traseul transmiterii mișcării de la unitatea de pompare la pompă, mișcare ce o efectuează prăjinile de pompare. Fenomenele ce însoțesc mișcarea acestora, care se produc cu consum de energie, sînt:

— greutatea prăjinilor de pompare;

— accelerația și decelerația mișcării, respectiv variabilitatea vitezei prăjinilor de pompare și apariția forțelor de inerție;

— frecările prăjinilor de țevile de extracție, variabile cu verticalitatea găurii de sondă;

— frecările cu lichidul din țevile de extracție;

— frecările cu parafina depusă pe prăjini și țevile de extracție ș.a.

Vom numi deci pierderea în această transmisie pierderea prin frecările echipamentului de fund P_f, iar randamentul corespunzător η_f. Avem deci:

$$P_f = N_d - N_p; \quad \eta_f = \frac{N_p}{N_d}. \tag{10}$$

$$N_d = N_p \frac{1}{\eta_f} = N_u \frac{1}{\eta_v} \frac{1}{\eta_f}. \tag{11}$$

4. *Puterea pierdută în sistemul bielă-manivelă*, P_{SB}. Frecările din lagărele unității de pompare care sînt funcție de construcția acesteia, de starea lagărelor, modul de distribuție și mărimea forțelor care acționează în sistemul bielă-manivelă, mărimea cursei și numărul de rotații pe minut al manivelei sînt factorii care influențează puterea pierdută în sistemul bielă-manivelă:

$$P_{SB} = \frac{K R S n}{30 \cdot 75}, \tag{12}$$

unde:

K este coeficientul 0,003—0,025;

$R = 2Mm$, Mm fiind ordonata medie a forțelor din dinamogramă, kgf;

S, n — cursa, m, respectiv numărul de rotații/min.

5. *Puterea la ieșirea din reductorul de turație al unității de pompare*, N_{er}, va fi deci:

$$N_{er} = N_d + P_{SB}. \tag{13}$$

Pentru a găsi puterea la intrarea în reductor se consideră lanțul energetic de la plecarea din rețea. Măsurîndu-se cu contori energia consumată de motorul electric într-un interval de timp, găsim puterea consumată din rețea N_c de către motorul electric. Sarcina la care este supus acesta este variabilă în timpul unui ciclu și deci randamentul care trebuie luat în considerație trebuie să țină seama de acest lucru. Avînd randamentul motorului la sarcină constantă η_m, randamentul ciclic η_{ciel}, pentru sarcină ciclică, va fi:

$$\eta_{ciel} = \frac{\eta_m}{\eta_m + (1 - \eta_m) K_f}, \tag{14}$$

unde K_f este factorul de formă a curbei de sarcină activă. După cercetările dr. ing. N. Petre, $K_f = 1{,}2 - 1{,}6$ pentru instalații de pompare echilibrate corespunzător. Randamentul motoarelor η_m, pentru motoare electrice asincrone cu puteri între 10—100 kW, este cuprins între 0,85—0,91, mai mic la puteri mai mici.

Deci puterea la axul motorului va fi:

$$N_m = \eta_{ciel} \cdot N_c. \tag{15}$$

Randamentul transmisiei prin curele η_t fiind în condiții normale $\eta_t = 0{,}97$, avem pierderea de putere în transmisia cu curele:

$$P_t = (1 - \eta_t) \cdot N_m. \tag{16}$$

Atunci puterea la axul de intrare al reductorului va fi:

$$N_{ir} = N_m \cdot \eta_t = N_c \cdot \eta_t \cdot \eta_{ciel}, \tag{17}$$

iar pierderea în reductor:

$$P_r = N_{ir} - N_{er}. \tag{18}$$

III. Analiza energetică a procesului de pompare

Repartiția puterii pe traseul de transmisie a acesteia de la rețea la pompă este arătată în figura 1, prin diagrama-fluviu.

a. Pierderea în motorul electric:

$$P_m = N_c - N_m.$$

b. Pierderea de putere în transmisia cu curele:

$$P_t = N_m - N_{ir}.$$

c. Pierderea de putere în reductorul de turație:

$$P_r = N_{ir} - N_{er}.$$

d. Pierderea de putere în sistemul balansier-manivelă:

$$P_{SB} = \frac{KRSn}{30 \cdot 75}.$$

e. Pierderea de putere în sistemul de transmisie a mișcării de la tija polizată la pompă:

$$P_f = N_d - N_p.$$

f. Pierderea de putere în pompă:

$$P_p = N_u\left(\frac{1}{\eta_v} - 1\right).$$

g. Puterea utilă:

$$N_u = 0{,}1134 \cdot 10^{-3} \cdot Q \cdot H.$$

Repartiția procentuală a pierderilor și randamentele energetice corespunzătoare vor fi:

- Motor electric:

$$\frac{P_m}{N_c}100; \quad \eta_{cicl} = \frac{N_m}{N_c}100.$$

- Curele:

$$\frac{P_t}{N_c}100; \quad \eta_t = \frac{N_{ir}}{N_m}100.$$

- Reductor:

$$\frac{P_r}{N_c}100; \quad \eta_r = \frac{N_{er}}{N_{ir}}100.$$

- Balansier-manivelă:

$$\frac{P_{SB}}{N_c}100; \quad \eta_{SB} = \frac{N_d}{N_{er}}100.$$

- Prăjini pompare-frecări:

$$\frac{P_f}{N_c}100; \quad \eta_f = \frac{N_p}{N_d}100.$$

- Pompă:

$$\frac{P_p}{N_c}100; \quad \eta_p = \frac{N_u}{N_p}100.$$

- Puterea utilă:

$$\frac{N_u}{N_c}100.$$

Avem deci:

$$\frac{P_m}{N_c}100 + \frac{P_t}{N_c}100 + \frac{P_r}{N_c}100 + \frac{P_{SB}}{N_c}100 +$$

$$+ \frac{P_f}{N_c}100 + \frac{P_p}{N_c}100 + \frac{N_u}{N_c}100 = 100. \quad (19)$$

Pentru analiză este bine de luat în considerație randamentul energetic al instalației de fund:

$$\eta_{if} = \eta_p \cdot \eta_f \quad (20)$$

și randamentul energetic al instalației de suprafață:

$$\eta_{is} = \eta_{SB} \cdot \eta_r \cdot \eta_t \cdot \eta_m. \quad (21)$$

Măsurînd puterea consumată din rețea, ridicînd dinamograma la tija polizată și calculînd pierderile de putere pe tot lanțul transmisiei energiei, găsim repartiția puterii, respectiv repartiția procentuală, cît și randamentele energetice corespunzătoare diferitelor părți din lanțul de transmisii.

Din analiza și compararea acestor rezultate, putem aprecia unde consumul este mai mare și nejustificat. Luînd măsuri de înlăturare a cauzelor care ar putea duce la aceste consumuri mari, putem ajunge succesiv la consumul minim specific de extracție a țițeiului din sonda respectivă sau din grupul de sonde analizat în comun.

Exemplu de calcul și analiză (sonda 406)

Date necesare:
debit volumetric de lichid, $Q = 39$ m³/zi;
procent de apă, 76%;
greutatea specifică a apei sărate, $\gamma_{as} = 1{,}02$ t/m³;
greutatea specifică a țițeiului, $\gamma_t = 0{,}84$ t/m³;
adîncimea de fixare a pompei, $H = 1\,557$ m;
dinamograma ridicată cu aparatul Johnson Fagg (fig. 2);
numărul de curse/minut, 9,47;
cursa la tija polizată, 3,0 m;
consumul de putere activă de la rețea măsurat cu contor, $N_c = 17{,}4$ kW;
unitatea de pompare de 15 t, motor electric MAS 45 kW;
pompă de adîncime 25—175 RLAC 16—4—4.

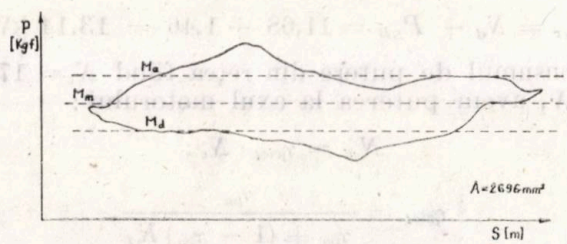


Fig. 2. Dinamograma sondei 406.

1. *Puterea utilă*
Debitul gravimetric de lichid:

$$Q = Q_{as}\gamma_{as} + Q_t\gamma_t = 29{,}64 \cdot 1{,}02 +$$

$$+ 39 \cdot 0{,}24 \cdot 0{,}84 = 38 \text{ t/zi},$$

iar puterea utilă:

$$N_u = 0{,}1134 \cdot 10^{-3} QH = 0{,}1134 \cdot 10^{-3} \cdot$$

$$\cdot 38\,000 \cdot 1\,557 = 6{,}7 \text{ kW}.$$

2. *Puterea la refularea pompei*
Randamentul volumetric cu care lucrează pompa:

$$\eta_v = \frac{Q}{Q_{Tf}} = \frac{39}{1\,440 \cdot 0{,}00152 \cdot 1{,}99 \cdot 9{,}47} = 0{,}945,$$

$$N_p = N_u \frac{1}{\eta_v} = 6{,}7 \frac{1}{0{,}945} = 7{,}09 \text{ kW}.$$

Pierderea de putere în pompă:

$$P_p = N_p - N_u = 7{,}09 - 6{,}7 = 0{,}39 \text{ kW}.$$

3. *Puterea la prăjina lustruită*

Din dinamogramă avem.:

$$a = \frac{3 \text{ m}}{14{,}8 \text{ cm}} = 0{,}2027 \text{ m/cm}.$$

$$b = 138 \text{ kgf/mm} \times 10 = 1\,380 \text{ kgf/cm}.$$

$$A = 26{,}96 \text{ cm}^2.$$

$$N_d = \frac{0{,}2027 \cdot 1\,380 \cdot 26{,}96 \cdot 9{,}47}{4\,500} = 11{,}68 \text{ kW}.$$

Pierderea de putere prin frecările echipamentului de fund:

$$P_f = N_d - N_p = 11{,}68 - 7{,}09 = 4{,}59 \text{ kW}.$$

4. *Puterea pierdută în sistemul bielă-manivelă*

$$P_{SB} = \frac{K R S n}{30 \cdot 75} =$$

$$= \frac{0{,}015 \cdot 2 \cdot 38 \cdot 138 \cdot 3 \cdot 9{,}47}{30 \cdot 75} = 1{,}46 \text{ kW}.$$

5. *Puterea la ieşirea din reductor*

$$N_{er} = N_d + P_{SB} = 11{,}68 + 1{,}46 = 13{,}14 \text{ kW}.$$

Consumul de putere din reţea fiind $N_c = 17{,}4$ kW, avem puterea la axul motorului:

$$N_m = \eta_{cicl} \cdot N_c;$$

$$\eta_{cicl} = \frac{\eta_m}{\eta_m + (1 - \eta_m) K_f},$$

pentru $\eta_m = 0{,}9$ şi $K_f = 1{,}4$, rezultă:

$\eta_{cicl} = 0{,}87$ şi $N_m = 0{,}87 \cdot 17{,}4 = 15{,}14$ kW.

Pierderea în transmisia cu curele:

$$P_t = \eta_t N_m = (1 - 0{,}97)\, 15{,}14 = 0{,}46 \text{ kW}.$$

Puterea la axul de intrare al reductorului:

$$N_{ir} = N_m \eta_t = 0{,}97 \cdot 15{,}14 = 14{,}68 \text{ kW}.$$

Pierderea de putere în reductor:

$$P_r = N_{ir} - N_{er} = 14{,}68 - 13{,}14 = 1{,}54 \text{ kW}.$$

Deci repartiţia pierderilor, reprezentată în diagrama-fluviu din figura 3*a*, va fi:

- Pierderea în motorul electric:

$$P_m = N_c - N_m = 17{,}4 - 15{,}14 = 2{,}26 \text{ kW}.$$

- Pierderea în transmisia cu curele:

$$P_t = 0{,}46 \text{ kW}.$$

- Pierderea în reductor:

$$P_r = 1{,}54 \text{ kW}.$$

- Pierderea în sistemul bielă-manivelă:

$$P_{SB} = 1{,}46 \text{ kW}.$$

- Pierderea prin frecări în echipamentul de fund:

$$P_f = 4{,}59 \text{ kW}.$$

- Pierderea de putere în pompă:

$$P_p = 0{,}39 \text{ kW}.$$

- Puterea utilă:

$$N_u = 6{,}7 \text{ kW}.$$

Repartiţia procentuală a pierderilor şi randamentele de transmisie a energiei în utilajele lanţului energetic vor fi:

	%	Randament, %
— Motor electric,	13,0	$\eta_m = 87$
— Curele,	3,0	$\eta_t = 97$
— Reductor,	8,8	$\eta_r = 89{,}5$
— Balansier-manivelă,	8,4	$\eta_{SB} = 95$
— Prăjini pompare-frecări,	26,4	$\eta_f = 60$
— Pompă,	2,3	$\eta_p = 95$
— Putere utilă,	38,5	

Randamentul instalaţiei de fund:

$$\eta_{if} = \eta_p \eta_f = 57\,\%.$$

Randamentul instalaţiei de suprafaţă:

$$\eta_{is} = \eta_r \eta_{SB} \eta_t \eta_n = 66\,\%.$$

Randamentul total energetic al instalaţiei de pompare va fi:

$$\eta_T = \eta_{if} \eta_{is} = 37{,}8\,\%.$$

Se observă că pierderile de energie în prăjinile de pompare, ca urmare a frecărilor acestora, sînt de 26,4%, respectiv un randament de transmisie de 60%. Analizînd din punct de vedere tehnologic sonda respectivă, s-a constatat că deparafinarea mecanică a prăjinilor de pompare nu este făcută la timp. S-a efectuat această operaţie şi a fost refăcută analiza energetică, găsind repartiţia pierderilor, reprezentată în figura 3*b*.

- Pierderea în motorul electric:

$$P_m = N_c - N_m = 12{,}7 - 10{,}85 = 1{,}85 \text{ kW}.$$

- Pierderea în transmisia cu curele:

$$P_t = 0{,}32 \text{ kW}.$$

- Pierderea în reductor:

$$P_r = 1{,}56 \text{ kW}.$$

- Pierderea în sistemul bielă-manivelă:

$$P_{SB} = 1{,}46 \text{ kW}.$$

• Pierderea prin frecările echipamentului de fund:

$$P_f = 0{,}42 \text{ kW}.$$

• Pierderea în pompă:

$$P_p = 0{,}39 \text{ kW}.$$

• Puterea utilă:

$$N_u = 6{,}7 \text{ kW}.$$

Iată deci că prin luarea unor măsuri tehnologice consumul de energie a scăzut, randamentul energetic crescînd de la 38 la 45%. Luarea unor măsuri de îmbunătățire a tehnologiei extracției țițeiului prin pompaj de adîncime corelate cu măsuri energo-mecanice poate duce la reducerea consumului de energie.

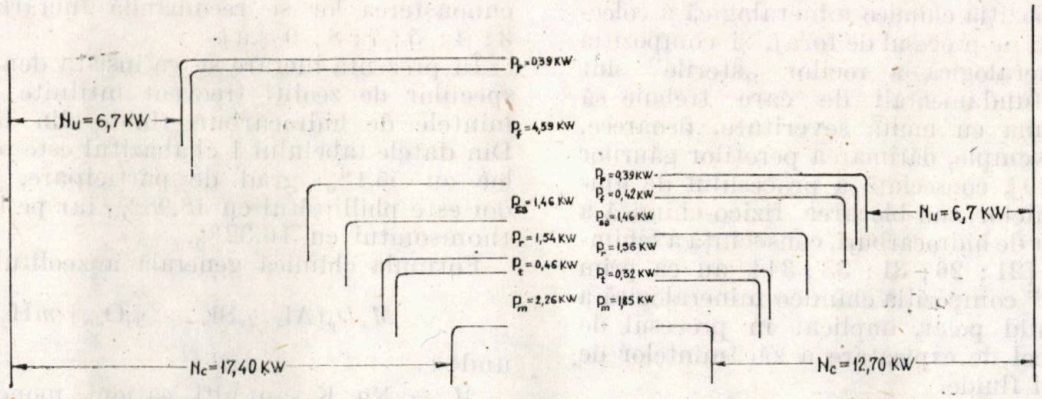


Fig. 3. Diagramele-fluviu înainte și după deparafinare.

Repartiția procentuală a pierderilor și randamentele de transmisie a energiei în utilajele lanțului energetic vor fi:

	%	Randament, %
— Motor electric,	14,0	$\eta_m = 81$
— Curele,	2,5	$\eta_t = 97$
— Reductor,	13,0	$\eta_r = 85$
— Balansier-manivelă,	11,5	$\eta_{SB} = 84$
— Prăjini pompare-frecări,	3,0	$\eta_f = 95$
— Pompă,	3,0	$\eta_p = 94$
— Putere utilă,	53,0	

Randamentul instalației de fund:

$$\eta_{if} = \eta_p \eta_f = 89\%.$$

Randamentul instalației de suprafață:

$$\eta_{is} = \eta_r \eta_{SB} \eta_t \eta_m = 56\%.$$

Randamentul total energetic este:

$$\eta_T = \eta_{if} \eta_{is} = 45\%.$$

Concluzii

1. În scopul reducerii consumului de energie electrică al instalațiilor de pompaj de adîncime, analiza energetică ce se efectuează implică cunoașterea pierderilor de energie de-a lungu lanțului de transmisie a energiei de la moto la pompa de adîncime.

2. Metoda elaborată este un instrument prac tic de analiză comună a tehnologului și energeticianului ce se ocupă de extracția țițeiului prin pompaj de adîncime, analiză ce duce simultan la îmbunătățirea tehnologiei extracției țițeiului prin sonde în pompaj de adîncime și reducerea consumului de energie al acestora

Bibliografie

[1] Drăgotescu, N. D. *Pompajul sondelor de țiței*. Ed. tehnică, București, 1961.

[2] Petre, N., Chițu-Militaru, P. *Extracția țițeiului prin pompaj cu prăjini*. Ed. tehnică, București, 1986.

[3] Fransua, Al. ș. a. *Mașini și sisteme de acționări electrice. Probleme fundamentale*. Ed. tehnică, București, 1978.

Zeoliți decelați în roci colectoare și protectoare ale unor zăcăminte de hidrocarburi fluide din România și unele supoziții de geneză

Prof. dr. ing. **I. D. Pârcălăbescu**
Institutul de Petrol și Gaze Ploiești

În exploatarea zăcămintelor de hidrocarburi fluide, compoziția chimico-mineralogică a colectoarelor, iar, în procesul de foraj, și compoziția chimico-mineralogică a rocilor „sterile" sînt parametri fundamentali de care trebuie să se țină seama cu multă severitate, deoarece, ca simple exemple, dărîmarea pereților găurilor de sonde [29], consecință a procesului de umflare a argilelor, sau blocarea fizico-chimică a colectoarelor de hidrocarburi, consecință a schimbului ionic [21; 26; 31; 33; 34], au ca prim „împricinat" compoziția chimico-mineralogică a mediului solid polar, implicat în procesul de foraj și în cel de exploatare a zăcămintelor de hidrocarburi fluide.

În rocile întîlnite în zăcămintele de hidrocarburi fluide din diferite zone petro-gazeifere din România, de-a lungul unui timp geologic (tab. 4) nu neglijabil $(1 - 100) \cdot 10^6$ ani, între levantin și albian, au fost decelate participări apreciabile de diferiți zeoliți (tab. 1).

Prin faptul că rețelele cristaline zeolitice prezintă particularități structurale deosebite, asociate atît cu problematicile genezei, cît și cu problematicile proceselor de exploatare a zăcămintelor de hidrocarburi fluide, s-a apreciat că o prezentare a zeoliților întîlniți în aceste zăcăminte ar părea ca indicată scopurilor anterior menționate.

Din lucrările [10 — 35] au fost selecționate informațiile trecute în tabelele 1 — 4 cu scopul de a pune în evidență funcția de timp geologic, funcția de loc, rolul alcătuirii structurale a materiei generatoare de rețele cristaline zeolitice, influența volumului, a temperaturii și presiunii din sistemele în care s-au format zeoliții identificați, și toate acestea într-un spațiu grafic impus de cerințele revistei. Dat fiind faptul că difractogramele de raze X se reproduc mult mai ușor în tehnica tipografică, s-au prezentat în actuala lucrare doar unele difractograme, nu și filmele redate în lucrările [10 — — 35].

Zeolitul (piatra care fierbe, în greaca veche) este un alumino-silicat, al cărui element de rețea cristalină — unitatea de bază — este format din tetraedri de $(Si, Al)O_4$, conținînd „pori" umpluți cu molecule de apă și ioni schimbabili. Zeolitul „fierbe" în jur de 200°C eliminînd apa, care apoi, la temperatura camerei, este readsorbită.

Cercetarea compoziției chimico-mineralogice a colectoarelor de hidrocarburi fluide [10 — 35] ne-a permis să identificăm prezența zeoliților menționați în tabelul 1. Speciile de zeoliți naturali sînt mult mai numeroase însă și pentru cunoașterea lor se recomandă lucrările [1; 2; 3; 4; 5; 7; 8; 9 ș.a].

În prezenta lucrare se va insista doar asupra speciilor de zeoliți frecvent întîlnite în zăcămintele de hidrocarburi fluide din România. Din datele tabelului 1 chabazitul este pe primul loc cu 55,1% grad de participare, pe locul doi este phillipsitul cu 48,98%, iar pe locul trei thomsonitul cu 16,32%.

Formula chimică generală a zeolitului este:

$$M_x D_y [Al_{x+2y} Si_{n-(x+2y)} O_{2n}] \cdot m H_2O,$$

unde:

M = Na, K sau alți cationi monovalenți;

D = Mg, Ca, Sr, Ba și alți cationi divalenți, situații subliniate și de datele din tabelele 2 și 3. Al poate fi substituit de către Fe^{3+}, dar într-o mică măsură și de către Be în unele minerale rare de tip zeolitic și de către Ga în zeoliții sintetici. Si poate fi substituit de către P, în unele minereuri rare de tip zeolitic, și de către Ge, în zeoliții sintetici. M și D sînt, în general, elemente chimice alcaline și alcalino-teroase în rețelele zeoliților naturali (tab. 2), însă mulți alți ioni pot fi incluși în rețelele cristaline ale zeoliților prin procese de schimb ionic sau prin sinteză.

Un parametru important chimic este raportul $R = Si : (Si + Al + Fe)$, care reprezintă procentul din tetraedri, ocupat de către Si. La zeoliți, după [1], $0{,}50 < R < 0{,}87$.

Numărul m de molecule de apă dă o imagine asupra volumului de canale în raport cu volumul total al rețelei cristaline. Acest număr m nu depășește [1], în mod normal (tab. 3), jumătate din numărul n de oxigeni din elementul de rețea, $n/2 < m < n$.

Deshidratarea zeoliților pentru scopuri de activare este, în mod normal, terminată la 250°C și este un fenomen reversibil. Zeoliții deshidratați sînt cei mai puternici desicanți, dar și alte molecule, altele decît cele de apă, pot fi incluse în canalele zeoliților.

Cîteva date asupra unor elemente chimice identificate în carotele în care au fost decelați zeoliții menționați în tabelul 1 sînt indicate în tabelul 2.

În diagrama ternară $[Si_4O_8] - D[Al_2Si_2O_8] - M_2[Al_2Si_2O_8]$ zeoliții ocupă domenii bine conturate [1] și cu referire numai la chabazit și phillipsit; cei mai frecvenți zeoliți întîlniți în

Starea medie a participării mineralelor *Tabelul 1*

Nr. crt.	Etajul sau epoca geologică	Zăcământul	Orizontul	Litologia	Zeoliți							Cuarț	Carbonați	Smectite	Illit-smectite
					Phillipsit	Gismondin	Laumontit	Chabazit	Faujasit	Erionit	Thomsonit				
1	Levantin	Gura Ocniței	S	M				R	R			—	Me	I	I
2	Dacian	Mălăiești	PT	NM	Me	Me		Me				Me	Me	R	I
3		Băicoi	PT	NM				R	R			Me	Me	R	I
4	int.	Moreni	PT	NM	R			R			R	Me	R	Me	I
5	sup.	Gura Ocniței	PT	NM	R			R	R		Me	Me	R	Me	I
6	dr.	Gura Ocniței	PT	NM	Me						Me	Me	R	Me	I
7		Suplacu Barcău	PT	NM	Me	R		Me			R	Me	Me	Me	I
8		Săcuieni	PA	NM	Me	R		R				Me	R	Me	I
9	Panonian	Turnu	PT	NM		Me					Me	R	Me	Me	I
10		Calacea	PT	NM	Me			Me	R	Me	Me	Me	R	Me	I
11		Ghergheasa	PG	NM	R			R				Me	R	Me	I
12	Pontian	Moreni	S	M	R	R						—	R	Me	I
13		Măgurele	S	A	Me			R				—	—	I	I
14		Vîlcele	S	M				Me	R			—	Me	Me	I
15		Ghercești	PG	NM	R						I	Me	R	Me	I
16		Sărata Monteoru	PT	NM				Me	R	R		R	R	Me	I
7		Boldești	PT	NM				Me	Me			Me	R	Me	I
8		Măgurele	PT	NM	Me							I	Me	R	I
19		Podeni	PT	NM				Me	R			Me	R	Me	I
20		Gura Ocniței	PT	NM				R	R			I	R	Me	I
21	Meoțian	Ochiuri	PT	NM				Me	R			Me	R	Me	I
22		Aninoasa	PT	NM				Me	Me			Me	R	Me	I
23		Drăgoiești	PT	NM	I	Me						I	R	R	I
24		Bogați	PT	NM				R	R			Me	R	Me	I
25		Leordeni	PT	NM				Me	R			Me	R	Me	I
26		Moșoaia	PT	NM				Me	Me			Me	R	Me	I
27		Otești	PT	NM				Me	Me			Me	R	Me	I
28		Roman	PG	NM	I							Me	R	R	I
29		Moinești	PT	NM	I							Me	R	Me	I
30		Boldești	PT	NM				Me	Me			Me	R	Me	I
31	Sarmațian	Moșoaia	PT	NM				Me	R			I	R	Me	I
32		Bilteni	PT	NM				Me	Me			I	R	R	I
33		Țicleni	S	M				R	R			—	Me	I	I
34		Corunca	PG	NM				Me	Me			Me	R	Me	I
35		Filitelnic	PG	NM				Me	Me			Me	Me	R	I
36	Buglovian	Ocnița	PG	NM				Me	R			Me	Me	R	I
37		Corunca	PG	NM				Me	R			Me	Me	R	I
38		Ocnița	PG	NM	Me							Me	Me	R	I
39	Tortonian	Delureni	PG	NM	Me							Me	Me	R	I
40		Corunca	PG	NM				Me	R	R		Me	Me	R	I
41		Filitelnic	PG	NM				Me	R			Me	Me	R	I
42		Măgurele	S	M	Me	Me						—	Me	R	I
43	Helvețian	Vîlcele	PT	NM	I	R						I	Me	Me	I
44		Bilteni	PT	NM	I						R	Me	R	R	I
45		Țicleni	PT	NM				Me				Me	R	Me	I
46	Burdigalian	Băicoi	S	M	Me						Me	—	Me	Me	I
47	Oligocen	Vîlcele	PT	NM	I							I	R	R	I
48	Senonian	Breaza	S	A	Me		Me					—	—	Me	I
49	Albian	Lebăda	PT	G	Me	Me						I	I	R	I

PT — productiv cu țiței
PG — productiv cu gaze
PA — productiv cu apă geotermală
S — steril

M — marnă
NM — nisip marnos
G — gresie
A — argilă

I — participare însemnată
Me — participare medie
R — participare redusă

Tabelul 2

Analiza chimico-spectrală de emisie

Numărul probei din tabelul 1	Si	B	Be	Al	Li	Ga	Ca	Sr	Na	K	Mg	Fe	Mn	V	Cr
	λ = 2577,1Å	λ = 2497,7Å	λ = 3131,1Å	λ = 3050,1Å	λ = 3232,6Å	λ = 2943,6Å	λ = 2721,6Å	λ = 3464,5Å	λ = 3303,0Å	λ = 3217,0Å	λ = 2778,3Å	λ = 2990,4Å	λ = 2933,1Å	λ = 3185,4Å	λ = 3014,9 Å
	Parametrul spectral $I_t - I_f$														
5	27,0	30,8	93,0	6,0	112	40,2	34,2	28,7	248	19,4	23,6	4,5	6,0	48,2	23,0
7	7,0	2,1	—	85,0	22	16,0	33,0	37,0	>300	29,3	2,1	16,0	56,0	52,0	37,0
8	10,0	14,2	34,6	8,5	40	26,4	21,1	17,7	263	49,1	3,8	18,5	23,5	37,6	20,6
15	18,0	9,7	6,1	58,0	18	12,0	18,9	28,5	207	11,2	9,6	14,8	46,2	16,2	13,4
18	5,0	4,0	1,6	41,0	14	5,0	13,0	8,0	235	4,2	4,6	11,0	20,0	44,0	7,0
28	40,0	60,0	37,0	97,0	44	13,0	51,0	21,0	>300	40,0	14,0	33,0	56,0	85,0	38,0
37	7,8	39,3	41,4	93,5	51	33,4	17,2	8,8	236	3,6	3,9	16,3	47,4	50,9	8,9
41	6,7	44,1	49,7	97,6	57	33,1	18,0	28,8	248	3,3	4,2	15,4	78,1	39,4	9,5
43	10,0	56,0	26,0	15,7	35	14,7	34,8	13,0	>300	59,2	3,0	46,0	42,0	43,0	16,0
45	42,0	16,9	14,1	44,4	14	4,0	31,0	12,8	209	50,0	13,0	36,8	14,0	13,8	18,1
47	20,8	8,9	4,2	13,7	36	7,8	25,0	14,4	269	43,0	19,0	19,0	32,0	29,4	31,9
48	13,0	31,0	16,0	14,9	12	39,0	49,6	19,4	204	39,6	7,0	5,6	2,5	49,0	10,4
49	5,8	1,9	—	16,7	14	5,0	21,8	1,6	>300	24,2	13,4	6,9	1,2	8,4	3,6
Gama participării %	30	0,01	0,001	30	0,1	0,001	10	0,3	1—3	0,3—1	0,3	3	0,1—0,3	0,03	0,03

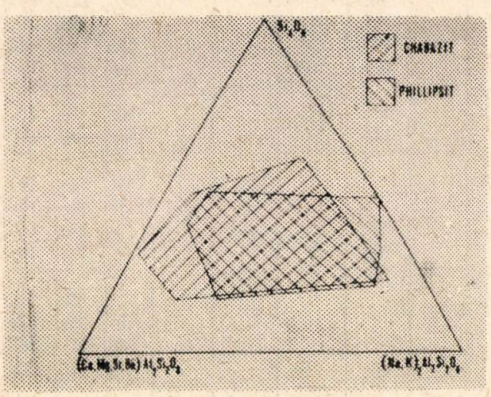


Fig. 1. Suprapunerea domeniilor phillipsitului (grupul RS 4) și chabazitului (grupul RD 6).

zăcămintele de hidrocarburi se prezintă în diagrama din figura 1.

Cercetat la microscopul electronic cu baleiaj (scanning) [9; 25], *chabazitul* sedimentar se prezintă sub forma de cubi—similar romboedrilor, intercreșterea cubilor sau rombilor variind în dimensiune de la mai puțin de un micron la cîțiva microni (așa apare și chabazitul din fig. 2, o microfotografie [25] electronică scanning asupra carotei 45). În ce privește *phillipsitul* sedimentar, el apare sub formă de prisme, cu dimensiuni de 3 — 30 μm pentru lungime și

Fig. 2. Microfotografie scanning asupra nisipului petrolifer din helveţianul de la Ţicleni. Cristalele sub formă de cubi—similar romboedrilor—reprezintă chabazitul. Mărire 1 800×.

Tabelul 3

Serii de difracție a razelor X

Thomsonit		Phillipsit		Gismondin		Laumontit		Chabazit		Faujasit		Erionit	
(Ca_4Na_2) $[Al_{10}Si_{10}O_{40}]$ $12H_2O$		$(K_2Ca_{1,7})$ $[Al_5Si_{10}O_{32}]$ $m\ H_2O$		(Ca_4) $[Al_8Si_8O_{32}]$ $16\ H_2O$		(Ca_4) $[Al_8Si_{16}O_{48}]$ $16\ H_2O$		(Ca_2) $[Al_4Si_8O_{24}]$ $13\ H_2O$		$(Na_{12}Ca_{12}Mg_{11})$ $[Al_{59}Si_{133}O_{384}]$ $235\ H_2O$		$(K_2CaMgNa_2)_{4,5}$ $[Al_9Si_{27}O_{72}]$ $27\ H_2O$	
d/n	*I*	*d/n*	*I*	*d/n*	*I*	*d/n*	*I*	*d/n*	*I*	*d/n*	*I*	*d/n*	*I*
										15,02	**10**		
												11,5	**100**
						10,0	*10*						
						9,0	**10**	*9,30*	*10*				
										8,81	6		
8,00	6												
		7,64	*10*										
				7,30	*10*	7,2	6			7,40	4		
		6,91	*10*					6,90	4				
						6,6	6					6,52	55
5,80	6							5,6	6	*5,68*	*8*		
5,20	4	5,24	4										
		4,91	4	4,9	6			5,0	6				
4,67	*8*							4,8	4	4,75	7		
4,35	4					4,29	7	*4,35*	*8*	4,35	8	*4,29*	*57*
		4,25	6	4,19	8								
4,07	4	4,07	6			4,07	8	3,9	6				
										3,75	*9*	*3,72*	*55*
								3,62	6				
		3,54	4	3,55	4	*3,56*	*8*						
3,48	*8*					3,40	6	3,42	4				
3,30	8									3,28	8		
				3,24	*10*	3,24	6	3,24	6				
		3,18	**10**										
		2,94	4	2,99	4	3,02	4	**2,93**	**10**	3,01	4		
2,85	**10**									2,86	8	2,85	42
				2,73	**10**								
Gruparea unităților constructive secundare (UCS)													
4 – 1		RS 4						RS 6 sau RD 6					

R — ring; S — simplu; D — dublu

0,3 — 3 μm pentru grosime. În figura 3 se redă o microfotografie [24] electronică scanning asupra carotei 48.

După cum se cunoaște, structura elementului de rețea cristalină pentru silicați (unitatea de bază) se compune din tetraedri de $(Si,Al)O_4$ care își unesc toți oxigenii cu tetraedrii vecini. Formula chimică pentru acest element de rețea este:

$$[(Si,Al)(O_{0,5})_4]_n = [(Si,Al)O_2]_n$$

cu numărul sarcinilor negative egal cu numărul ionilor de Al. Sarcina negativă a elementului de rețea este balansată de către elementele

chimice alcaline sau alcalino-teroase, localizate în afara tetraedrilor, în canale.

Ceea ce reţine atenţia este prezenţa, în diferitele structuri cristaline, a aceloraşi grupe de tetraedri (fig. 4*a* şi *b*), denumite [1] unităţi

Fig. 3. Microfotografie scanning supra argilei de Breaza. Cristalul „alungit" este laumontit, cristalele „prismatice", din stînga, reprezintă phillipsitul. Mărire 1 800×.

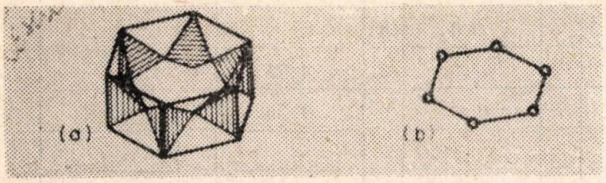


Fig. 4. *a* — Ring simplu alcătuit din şase tetraedri; *b* — — schema aceluiaşi ring modelînd numai poziţionarea atomilor de siliciu.

constructive secundare (UCS), care se pot asambla în diferite moduri (fig. 5*a* — *e*), pentru a produce, prin interconexiune (fig. 6), diferite tipuri de reţele cristaline zeolitice. În concordanţă cu acest punct de vedere, zeoliţii întîlniţi în colectoarele zăcămintelor de hidrocarburi fluide se pot grupa ca în tabelele 1 şi 3 (adaptate după [1]).

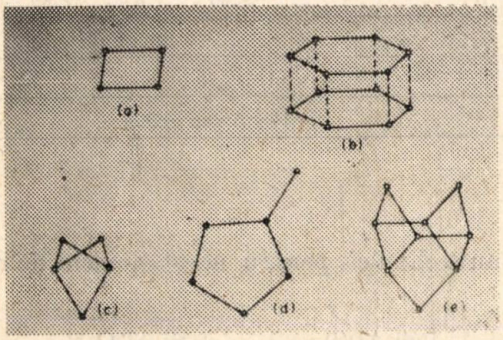


Fig. 5. Unităţi constructive secundare (UCS) la zeoliţi: *a* — ring simplu din patru tetraedri (RS 4); *b* — ring simplu sau dublu din şase tetraedri (RS 6) şi (RD 6); *c* — unitatea 4—1 la thomsonit; *d* — unitatea 5—1 la mordenit; *e* — — unitatea 4—4—1 la stilbit.

Structura *chabazitului* are la bază împachetarea de tip RD 6. Repetarea împachetării determină cavităţi cu dimensiuni de 11 × 6,6Å, care se unesc cu cavităţi adiacente prin şase ringuri de opt membri, cavităţi cu dimensiuni de 4,1 × 3,7 Å. Chabazitul este astfel unul din cei mai „poroşi" zeoliţi, prezentînd în mod obişnuit suprafeţe de 500 — 600 m^2/g. Tot în categoria zeoliţilor „poroşi" intră şi *faujasitul*, caracterizat prin faptul că aproximativ 53% din volumul fiecărui cristal este accesibil moleculelor de apă. Chabazitul se pare că formează serii continue de soluţii solide între membrii finali Ca şi Na. Raportul Si/Al variază între 1,4 şi 2,8, funcţie de roca-mamă din care provine chabazitul.

Structura *phillipsitului* constă din două canale de opt ringuri paralele la axele *a* şi *b*, avînd dimensiunile 4,2 × 4,4, respectiv 2,8 × 4,8 Å. Sînt două poziţionări distincte ale diferiţilor cationi, latura mai mare este ocupată de către K^+ sau Ba^{2+}, iar cea mică este ocupată de către Na^+ sau Ca^{2+}. În acest mod apare efectiv o „strangulare" a canalelor din structură. În ce

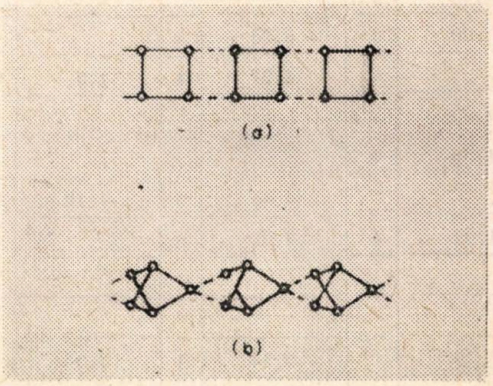


Fig. 6. Exemple de interconexiune ale UCS: *a* — tip (RS 4) întîlnit la phillipsit; *b* — tip (4—1) întîlnit la thomsonit.

priveşte raportul Si/Al, el variază [1] între 1,35 şi 2,9. Potasiul este, în mod uzual, cationul majoritar şi, în mod comun, este însoţit de sodiu sau/şi calciu.

Cu asemenea structuri spaţiale reţelele cristaline zeolitice apar ca veritabile „site", pentru care fapt zeoliţii sînt cunoscuţi şi sub denumirea de site moleculare, pentru că prin interstiţiul lor se pot deplasa numai moleculele cu diametre critice mai mici decît spaţiul oferit de canalele reţelei zeolitice. De exemplu, prin reţeaua cristalină a phillipsitului pot trece moleculele cu diametre critice sub 2,6 Å, iar la chabazit sub 4,4 Å.

Substituirea frecventă a ionilor, după legităţile determinate de ρ — raza ionică şi π — potenţialul ionic [21 ; 26] generează şi în reţelele zeoliţilor variaţii în constantele reţelelor cristaline, fapt de care trebuie ţinut seama în interpretarea difractogramelor de raze X (a se observa fig. 7 — 14).

Spectrele de infraroșu, asupra zeoliților tratați termic, pun în evidență modul de deshidratare și rehidratare a rețelelor lor cristaline. Influență în poziționarea diferitelor benzi exercită conținutul de apă din rețea, raza ionilor

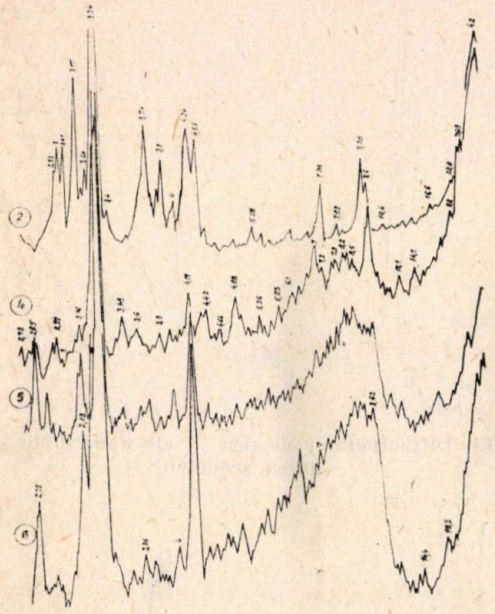


Fig. 7. Difractograme de raze X ale unor probe din dacian.

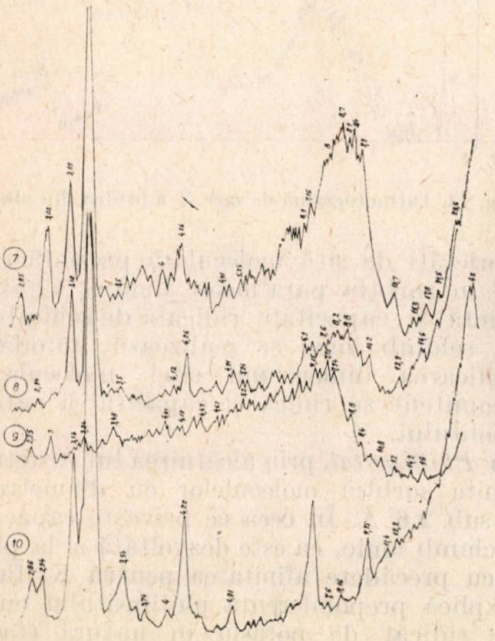


Fig. 8. Difractograme de raze X ale unor probe din panonian.

substituibili, tipul de rețea — cele cu pori intracristalini mici prezintă interacțiuni mai puternice între cationii schimbabili și rețea. Modul de acționare asupra rețelelor zeolitice, prin temperatură și vacuum, determină poziționarea benzilor în spectrele de infraroșu.

Studiile termice dau și ele informații asupra deshidratării, rehidratării și stabilității termice a rețelelor cristaline zeolitice. Tipul de rețea cristalină, raportul Si/Al și natura cationilor substituibili determină comportări diferite ale zeoliților în curbele analizei termice diferențiale și termogravimetrice. În general, apa

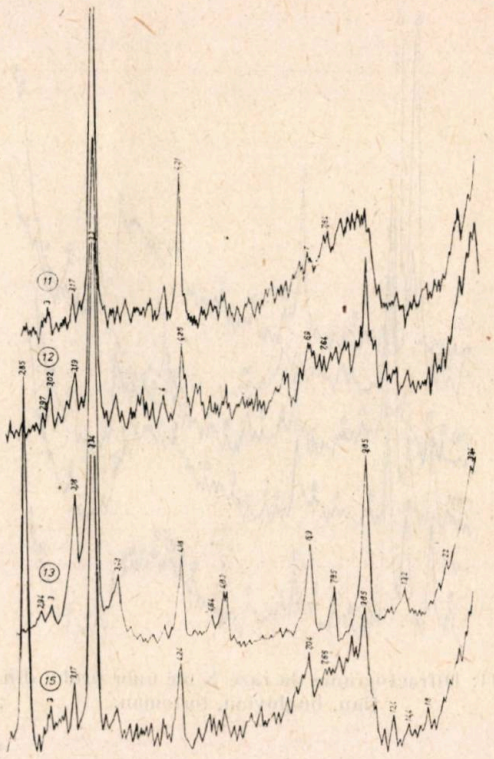


Fig. 9. Difractograme de raze X ale unor probe din ponțian.

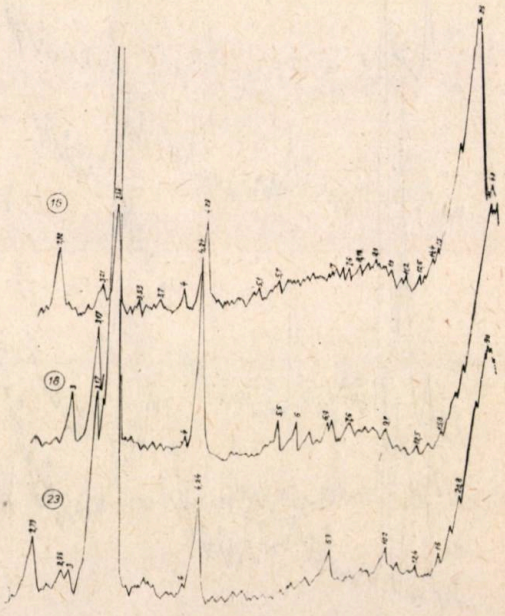


Fig. 10. Difractograme de raze X ale unor probe din meoțian.

este complet îndepărtată din rețea pînă la 300 — 400°C.

● *Chabazitul*, prin conținutul său în apă combinat cu raportul ridicat Si/Al, prezintă proprietăți de sorbent în uscarea gazelor, cu variații în capacitatea de sorbție, funcție de ionii de Ca, Na, Cs ș.a., prezenți în rețeaua cristalină.

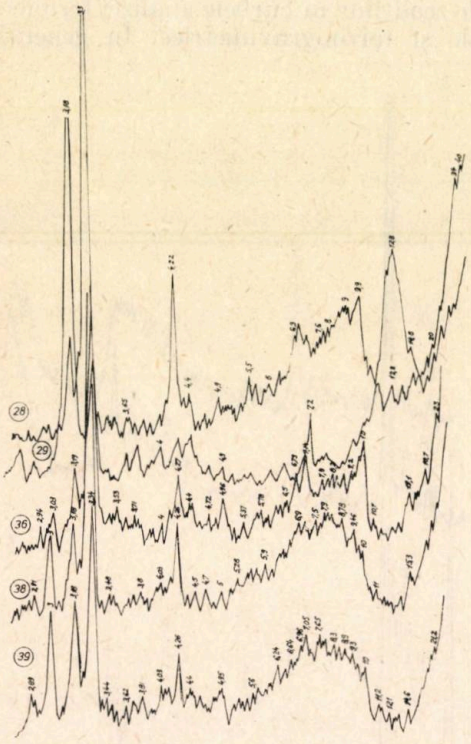


Fig. 11. Difractograme de raze X ale unor probe din sarmațian, buglovian, tortonian.

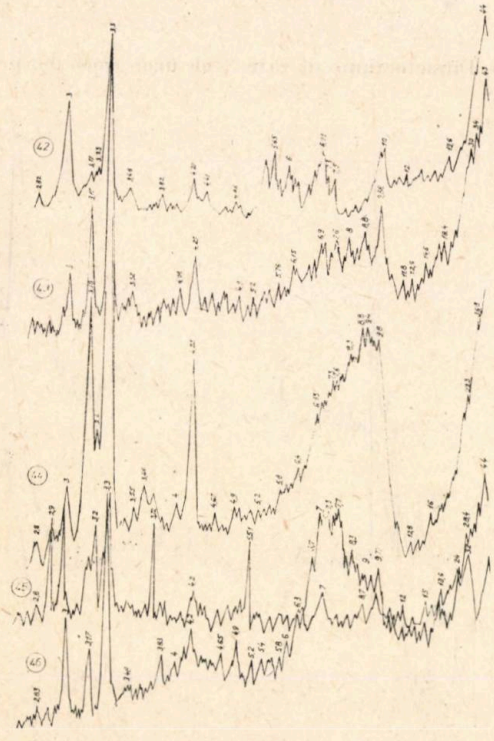


Fig. 12. Difractograme de raze X ale unor probe din helvețian, burdigalian.

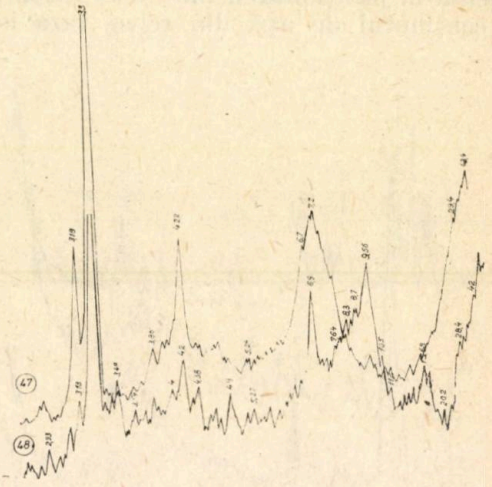


Fig. 13. Difractograme de raze X ale unor probe din oligocen, senonian.

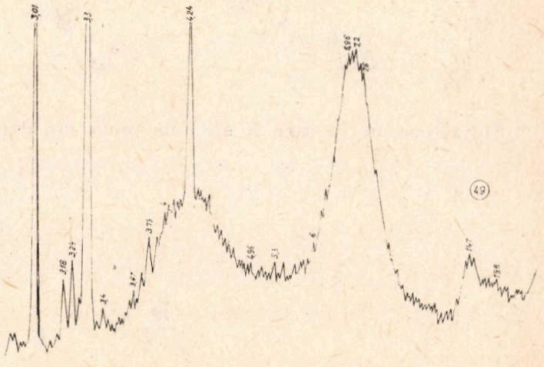


Fig. 14. Difractogramă de raze X a probei din albian.

Proprietăți de sită moleculară prezintă chabazitul în sorbția parafinelor liniare. Chabazitul prezintă și capacitate ridicată de schimb ionic. Prin schimb ionic se realizează, totodată, și modificarea dimensiunii sitei moleculare și concomitent se ridică și capacitatea catalitică a zeolitului.

● *Phillipsitul*, prin alcătuirea lui structurală, permite sorbția moleculelor cu diametre critice sub 2,6 Å. În ceea ce privește capacitatea de schimb ionic, ea este dezvoltată și la phillipsit, cu precădere afinitatea pentru K, fapt ce și explică preponderența phillipsitului cu conținut ridicat de potasiu în natură (tab. 1), cum este cazul carotelor 23, 28, 29, 43, 44 și 47, zăcămintele respective avînd relații structurale cu roci-mamă bogate în potasiu și condiții geochimice adecvate în bazinele de sedimentare unde s-au format aceste colectoare, în perioadele de hidro- și petrodiageneză.

Zeoliții naturali întîlniți în zăcămintele de hidrocarburi fluide se caracterizează și printr-un grad ridicat de dezordine cationică

în rețea, atît sub raportul locurilor neocupate, cît și sub cel al distribuției diferite a cationilor în rețeaua cristalină, generînd (fig. 7 — 14) „dezordine" în distribuția parametrilor d/n și I ai rețelelor cristaline, față de rețelele ordonate indicate în tabelul 3. Această stare face ca elementul de rețea cristalină să nu fie echilibrat electric, ca atare rețelele cristaline devin polare și prin urmare foarte active în schimbul ionic cu fluidele cu care vin în contact [21 ; 26].

După această succintă sinteză să încercăm să prezentăm formarea speciilor zeolitice întîlnite în zăcămintele de hidrocarburi fluide și de ape geotermale menționate în tabelul 1.

Alcătuirea chimico-mineralogică a zeoliților, la deschiderea zăcămintelor conținînd fluide, este rezultanta interacțiunii rocii-mamă, generatoare de roci ulterior formate, cu apele bazinelor de sedimentare. În modelarea formării zeoliților, roca-mamă se consideră că ar aparține cenușii vulcanice și feldspaților [2 ; 3 ; 4 ; 5 ; 7 ; 8 ; 11 ; 15]. Acest mediu solid polar depus în apele mineralizate-polare ale bazinelor de sedimentare, funcție de nivelul de temperatură, de presiune și de volumul deschis al sistemului, prin procesul de hidroliză [11 ; 15] a inițiat începutul zeolitizării, care s-a definitivat în timpul geologic al petrodiagenezei, cînd sistemul polar, căzînd în adîncimea crustei terestre, s-a aflat la un V = const., a suferit influența energiei geotermale, iar la V = const. legea conservării energiei cere ridicarea presiunii din incinta închisă, și astfel inter-

Parametrii fizico-chimici *Tabelul 4*

Nr. probei din tabelul 1	Compoziția chimică a apelor de zăcămînt, ρ_i, % echivalenți							Criteriile V. A. Sulin				Temperatura de zăcămînt, °C	Presiunea inițială de zăcămînt, bar	Timpul geologic, 10^6 ani
								coeficienții genetici			tipul de apă			
	Na^+	K^+	Ca^{2+}	Mg^{2+}	Cl^-	SO_4^{2-}	HCO_3^{2-}	Na / Cl	Cl−Na / Mg	Na−Cl / SO_4				
2	48,7		0,86	0,44	21,74	urme	28,26	2,226	—	2,69	bicarbonat de sodiu	63	194	1+
4	38,51		3,45	7,94	34,51	0,02	15,57	1,115	—	2,0	bicarbonat de sodiu	23	70	
5	33,42		5,54	10,76	48,44	0,01	1,83	0,069	1,395	—	cloro-calcic	27	80	
6	37,63		3,13	9,26	32,18	0,04	17,76	1,169	—	1,36	bicarbonat de sodiu	15	40	
7	46,10		3,26	0,85	26,7	2,03	21,1	1,726	—	9,556	bicarbonat de sodiu	20	16	
8	45,4	1,8	1,0	1,5	6,7	0,5	4,28	6,786	—	77,4	bicarbonat de sodiu	102	181	
9	24,28		11,26	14,46	49,9	0,09	—	0,486	1,77	—	cloro-calcic	69	100	
10	40,47		0,78	0,31	41,3	0,11	17,03	0,979	2,67	—	cloro-calcic	72	99	
15	35,51		9,96	4,53	3,98	18,84	27,18	8,92	—	1,673	bicarbonat de sodiu	23	24	13
16	42,18	0,15	3,58	8,26	44,64	—	1,163	0,944	0,297	—	cloro-magnezian	16	1	
20	44,47		4,28	1,27	49,9	0,05	0,03	0,89	4,275	—	cloro-calcic	66	200	
26	44,91		3,03	2,06	49,2	0,01	0,78	0,912	2,08	—	cloro-calcic	35	60	
30	43,51		5,57	0,92	49,56	0,33	0,11	0,877	6,576	—	cloro-calcic	72	252	
35	43,20		4,43	2,37	49,9	0,01	0,03	0,865	2,827	—	cloro-calcic	30	80	
37	44,03		4,49	1,48	49,9	0,01	0,01	0,882	3,966	—	cloro-calcic	30	85	
39	49,37		0,39	0,24	46,91	0,42	2,67	1,052	—	5,857	bicarbonat de sodiu	30	86	
40	45,39		3,53	1,08	45,54	0,37	4,09	0,996	0,138	—	cloro-magnezian	50	146	
41	45,90		3,21	0,89	49,46	0,08	0,46	0,928	4,0	—	cloro-calcic	44	137	25
43	54,89		0,103	3,65	3,97	36,21	0,03	1,515	—	6,226	bicarbonat de sodiu	66	220	
45	33,77		13,59	2,64	49,9	0,04	0,04	0,676	6,109	—	cloro-calcic	62	230	36
47	31,58	0,1	4,15	1,2	62,0	0,02	0,51	0,509	25,35	—	cloro-calcic	84	420	100
49	53,81		0,43	0,214	44,99	0,54	—	1,196	—	16,33	bicarbonat de sodiu	100	287	

dependența parametrilor ecuației energiei fundamentale :

$$E = f(R,V,T,p,t)$$

a „stabilizat" [31 ; 33 ; 35] actuala alcătuire chimico-mineralogică a mediului solid (tab. 1 și 2) și a apei mineralizate de zăcămînt (tab. 4).

Gama largă în care pot varia parametrii ecuației energiei fundamentale : R = alcătuirea structurală a materiei, V — volumul sistemului, T — temperatura și p — presiunea din sistem, precum și t — timpul geologic, și interdependența lor generează un spectru larg de compoziții atît pentru mediul solid al sistemului i [10—35], cît și pentru mediul fluid care saturează porii sistemului [19].

Ca primă ilustrare să luăm panonianul, cuprins într-o zonă nu prea mare, delimitată de Suplacu de Barcău—Săcuieni—Turnu—Calacea, saturat cu hidrocarburi, cu excepția zăcămîntului de la Săcuieni care conține apă geotermală. Apele mineralizate (7—10 în tab. 4), deși aparțin la două clase distincte, prezintă în cadrul aceluiași tip compoziții chimice distincte, îndeosebi cele de la Turnu, care, datorită prezenței masive a CO_2 în sistem, s-au comportat distinct atît în geneză, cît și în exploatare [33]. Această situație a făcut ca la Turnu să predomine zeoliții gismondin și thomsonit, în timp ce la Calacea predomină phillipsitul, participă thomsonitul, erionitul, chabazitul, pe ultimul loc fiind faujasitul, la Suplacu de Barcău predomină phillipsitul și chabazitul, urmați de thomsonit și gismondin, iar la Săcuieni predominarea este de partea phillipsitului.

O altă ilustrare, să comparăm sarmațianul petrolifer de la Boldești cu sarmațianul gazeifer de la Filitelnic (probele 30 și 35). Bazinele de sedimentare sînt net distincte, Boldești în avanfosa carpatică interioară, Filitelnic în bazinul Transilvaniei centrale. Apele de zăcămînt aparțin aceleiași clase cloro-calcice, diferențe deosebit de sensibile în compoziția chimică nu

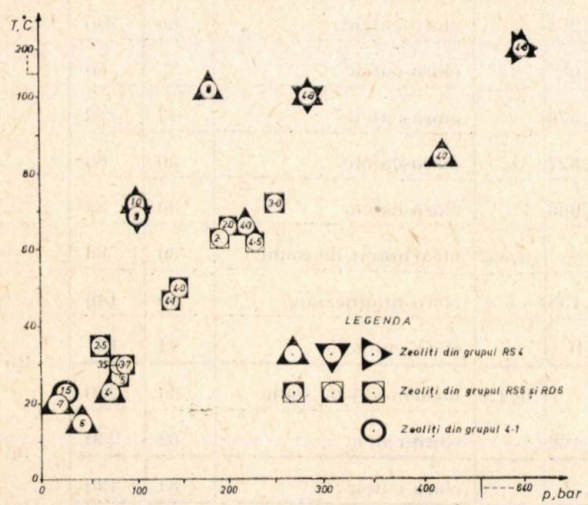


Fig. 15. Locul în diagrama temperatură-presiune a zeoliților identificați.

sînt de evidențiat (tab. 4), iar în ce privește zeoliții, structura predominantă, în ambele zăcăminte, este a chabazitului, urmată de faujasit, deși nivelele energetice la care s-au aflat cele două zăcăminte (probele 30 și 35 din fig. 15) au fost net distincte.

În general apele de zăcămînt de vîrstă geologică mai înaintată și cele ale zăcămintelor de adîncime aparțin clasei cloro-calcice [19 ; 33 ;34], ca ilustrare, în prezenta lucrare, oligocenul de la Vîlcele (proba 47) și helvețianul de la Țicleni (proba 45), dar sînt și excepții. De exemplu (tab. 4), apele de zăcămînt (49) din gresia albianului de la Lebăda, care aparțin tipului bicarbonat de sodiu, cu particularitatea unui conținut foarte ridicat de sodiu și clor și a lipsei HCO_3^-, și cele ale helvețianului de la Vîlcele (proba 43). La același nivel energetic (fig. 15 și tab. 4), probele 43 și 45, apele aparțin la două clase distincte, la fel și mediul solid, la același timp geologic — helvețianul (tab. 1)—la Vîlcele s-a întîlnit phillipsit și gismondin, la Țicleni chabazit.

Același nivel energetic (fig. 15, probele 47 și 49), dar timpi geologici distincți — oligocen și albian — apele de zăcămînt sînt distincte ca alcătuire structurală (tab. 4), iar zeoliții decelați sînt, phillipsit la Vîlcele, phillipsit și gismondin la Lebăda (tab. 1).

O altă observație, de astă dată cu o sferă de variație structurală a sistemului mai redusă : probele 16 — meoțian și 40 — tortonian —, prima zăcămîntul de țiței din mina de la Sărata Monteoru, a doua zăcămîntul de gaze de la Corunca. Apele de zăcămînt aparțin aceluiași tip cloro-magnezian, iar structurile zeolitice aceleași : chabazit, faujasit și erionit.

Această diversificare atît de largă își află explicația în variația și interdependența parametrilor ecuației energiei fundamentale. Parametrii ei pot acționa în natură în combinații diferite, cu intensități diferite, pe timpi geologici diferiți. De aici se poate desprinde, în geologie, rolul funcției de timp și cel al funcției de loc, locul în geologie aducînd și variația în compoziția chimico-structurală a materiei.

Desigur, în cadrul datelor prezentei lucrări, se poate vorbi de o frecvență, de o distribuție statistică, cu grad de dispersie mai mare sau mai mic, ultimul ilustrat de sistemul apei cloro-magneziene cu zeoliți conținînd magneziu și cu minerale cloritice. Această stare s-ar putea explica prin particularitățile structurale ale ionului de magneziu, care se comportă distinct față de ceilalți bivalenți [6 ;21 ;26] în schimbul ionic în condiții de zăcămînt [31 ;33 ;34].

În sistemele cu ape cloro-calcice se observă un grad de dispersie mai crescut în comparație cu situația anterior comentată. În cadrul sistemelor cu ape cloro-calcice, zeolitul predominant a fost chabazitul, dar s-a

întîlnit în unele zăcăminte și thomsonitul, mai ales atunci cînd apele de zăcămînt aveau un conținut ridicat de CO_2, în care situație s-a găsit prezent și faujasitul, cazul de la Calacea.

Gradul cel mai mare de dispersie s-a întîlnit în sistemele cu ape de tip bicarbonat de sodiu. Zeolitul predominant a fost phillipsitul, dar au mai fost decelați și ceilalți zeoliți menționați în tabelul 3. Predominarea phillipsitului, zeolit bogat în potasiu, și-ar găsi explicația în participarea K alături de Na, în apele de tip bicarbonat de sodiu (tab. 4). În trecut a fost o preocupare mai slabă pentru determinarea aparte a participării potasiului în apele de zăcămînt. Acum, cînd geochimia potasiului se impune [30;31;33;34], ar trebui să i se acorde mai multă atenție acestui element chimic. Prezența K în sistem se poate observa și din participarea illit-smectitelor (tab. 1), iar participarea Ca se poate asocia de prezența carbonatului de calciu, după cum cloritele aduc participarea Mg. Prezența carbonaților în sistem facilitează transformarea smectitelor la interstratificări smectite-illit și eventual la illit, atunci cînd [8] temperatura în sistem a fost la nivelul de 140°C, cum a fost situația și în zăcămîntul de la Slătioarele [35]. Participarea componentei smectitice în sistem este [8; 35; 38] o prerechizită esențială în formarea phillipsitului.

Este cert că de-a lungul unui timp geologic însemnat (tab. 4) între mediile polare în contact, medii ce definesc zăcămintele conținînd fluide, s-a statornicit o stare de cvasiechilibru [21; 26; 27; 31; 33; 34] și ca atare se și explică de ce se caută corelația tipul apelor de zăcămînt-structurile zeolitice, și desigur compoziția chimică a apelor interstițiale ale sedimentelor poate controla [3;7] varietățile de zeoliți conținute în sedimente, dar numai ea singură nu poate explica diversitatea zeoliților aflați în sedimente, de aceea opinăm că interpretarea făcută anterior de noi, folosind ecuația energiei, dă cauzalitate diapazonului larg de variație a zeoliților în natură.

Alături de primatul compoziției chimico-structurale R a mediilor în contact și de influența stării volumului V al sistemului — constant sau nu — rol însemnat exercită temperatura T și presiunea p din sistem, iar timpul geologic t amplifică aceste interdependențe ale parametrilor energiei fundamentale.

Trei din zeoliții menționați în tabelul 3 au servit drept „indicatori" ai nivelelor de temperatură, și anume: *phillipsitul* [4] format la V = const. ar indica un nivel de 200°C, iar în situația $V \neq$ const. ar indica în sistem un $T = 150$°C, *chabazitul* este stabil [5] sub 230°C, iar *laumontitul* a rămas invariabil [39] în domeniul 200-300°C, cînd presiunea a oscilat între 0,5 și 3 kbar.

Phillipsitul ne-a ajutat să întrezărim nivelul de presiune (30 bar) și de temperatură (150—200°C) în formarea zăcămîntului de săruri de la Slătioarele [35], folosind principiul conservării energiei și modelînd energia prin ecuația fundamentală E. Pentru argila de Breaza [24], unde s-a identificat atît prin difractograma de raze X (proba 48), cît și de către microscopia electronică cu balcaj [24;25] (microfotografia din fig.3) prezența laumontitului și phillipsitului, ar rezulta condiții de depunere de mare adîncă, în lucrarea [37] se sugerează 640 bar și nivelele de temperatură, după laumontit și phillipsit, între 150 și 200°C, iar în roca-mamă ar fi intervenit și sursele vulcanice [37].

Phillipsitul și laumontitul de la Breaza (proba 48), phillipsitul de la Vîlcele (proba 47), phillipsitul de la Săcuieni (proba 8) phillipsitul și gismondinul de la Lebăda (proba 49) ar ilustra (fig. 15) formarea lor la energii ridicate.

Energiile aduse în sistemele de formare a zeoliților (fig.15), generate de aportul însemnat al energiei geotermale [23;31;34] asupra volumelor închise sau cvasiînchise ale incidentelor, au determinat și ridicarea presiunii din sisteme (tab.4) și la acest stadiu energetic au fost create rețelele cristaline capabile să înmagazineze energii însemnate. Sub acest unghi, zeoliții cu mai puțină apă indică nivele energetice mai ridicate în formarea lor; de această parte s-ar plasa phillipsitul, chabazitul, thomsonitul, în timp ce de partea opusă s-ar afla faujasitul.

Diagrama din figura 15 sugerează ideea că zeoliții de tip RS 4 sînt cei ai energiilor ridicate de formare, cei ai energiilor medii ar aparține tipului RS 6, RD 6 și 4-1. Nivelul energetic este determinat însă de faptul dacă V-ul sistemului a fost constant sau nu de-a lungul timpului geologic la același nivel geotermic. Sub acest unghi zăcămintele din domeniul dinspre origine ar indica sisteme cu $V \neq$ const. datorită cărui fapt energia din sistem s-a disipat în natură sau dacă V = const., cazul zăcămintelor 35 și 37 (tab.4), nivelul energetic a fost scăzut.

În concluzie opinăm că ecuația energiei fundamentale, prin parametrii ei, prin variabilitatea și interdependența lor în natură, poate fi utilizată comod în modelarea condițiilor de formare și a zeoliților.

Bibliografie

[1] Gottardi, H. *Mineralogy and crystal chemistry of zeolites*. Natural Zeolites. Pergamon Press, 1978.

[2] Hay, L. R. *Zeolites and zeolitic reactions in sedimentary rocks*. Special papers G.S.A., nr. 85, New York 1966.

[3] Hay, L. R. *Geologic occurence of zeolites*. Natural, Zeolites. Pergamon Press, 1978.

[4] Holler, H., Wirsching, V. *Experiments on the formation of zeolites by hydrotermal alteration of vulcanic glasses.* Natural Zeolites. Pergamon Press, 1978.
[5] Honnorez, J. *Generation of phillipsites by palagonization of basaltic glass in sea water and the origin of K-rich deep-sea sediments.* Natural Zeolites. Pergamon Press, 1978.
[6] Horne, R. A. *Marine Chemistry.* Wiley Interscience, New York, 1969.
[7] Iijima, A. *Geological occurences of zeolites in marine environments.* Natural Zeolites. Pergamon Press, 1978.
[8] Kastner, M., Stonecipher, A. S. *Zeolites in pelagic sediments.* Natural Zeolites, Pergamon Press, 1978.
[9] Mumpton, A. F. *Morphology of zeolites in sedimentary rocks by scanning electron microscopy.* Natural Zeolites, Pergamon Press, 1978.
[10] Pârcălăbescu, D. I. *Contribuție la cunoașterea compoziției mineralogice a unor zăcăminte de hidrocarburi fluide din R.P.R.* Petrol și Gaze, **14**, nr. 5, 1963.
[11] Pârcălăbescu, D. I. *Cîteva considerații geochimice în legătură cu compoziția mineralogică a unor zăcăminte de hidrocarburi fluide din R.P.R.* Petrol și Gaze, **14**, nr. 8, 1963.
[12] Pârcălăbescu, D. I. *Contribuție la cunoașterea compoziției mineralogice a ponțianului din structura Boldești.* Petrol și Gaze, **18**, nr. 2, 1967.
[13] Pârcălăbescu, D. I. *Studiu asupra proprietăților fizico-chimice ale mediului solid din zăcămintele de țiței dacian — Gura Ocniței, dacian — Băicoi, meoțian — Olești, sarmațian — Videle.* Petrol și Gaze, **18**, nr. 9, 1967.
[14] Pârcălăbescu, D. I. *Analiza spectrală semicantitativă a mediului solid al unor zăcăminte de țiței din România.* Petrol și Gaze, **18**, nr. 11, 1967.
[15] Pârcălăbescu, D. I. *Considerații geochimice în legătură cu formarea mediului solid al unor zăcăminte de hidrocarburi fluide din România.* Petrol și Gaze, **19**, nr. 5, 1968.
[16] Pârcălăbescu, D. I. *Analiza spectrală semicantitativă a mediului solid al zăcămintelor de gaze din domurile Corunca și Filitelnic.* Petrol și Gaze, **19**, nr. 10, 1968.
[17] Pârcălăbescu, D. I. *Contribuție la cunoașterea compoziției chimice a mediului solid din ponțianul unor structuri conținînd hidrocarburi fluide din Depresiunea Precarpatică.* Petrol și Gaze, **19**, nr. 11, 1968.
[18] Pârcălăbescu, D. I. *Contribuție la cunoașterea compoziției mineralogice a rocilor unui anticlinal de vale din depozitele pliocene de la Bezid, din bazinul Transilvaniei.* Petrol și Gaze, **21**, nr. 4, 1970.
[19] Pârcălăbescu, D. I. *Contribuție la cunoașterea compoziției chimice a apelor de zăcămînt din structura Moreni-Gura Ocniței.* Petrol și Gaze, **22**, nr. 1, 1971.
[20] Pârcălăbescu, D. I. *Contribuție la cunoașterea compoziției chimice a mediului solid din helvețianul unor zăcăminte de hidrocarburi fluide din Depresiunea Precarpatică.* Buletinul Institutului de Petrol, Gaze și Geologie, București, **18**, 1971.
[21] Pârcălăbescu, D. I. *Schimbul ionic între mineralele argiloase prezente în unele structuri gazeifere și fluidele cu care vin în contact.* Buletinul Institutului de Petrol, Gaze și Geologie, București, **18**, 1971.
[22] Pârcălăbescu, D. I. *Determinarea compoziției chimice a mediului solid din neogenul structurii petrolifere Moreni-Gura Ocniței.* Chimie analitică, **2**, nr. 3, 1972.
[23] Pârcălăbescu, D. I. *Contribuție la cunoașterea proprietăților fizico-chimice ale mediului solid din structura Vîlcele.* Buletinul Institutului de Petrol, Gaze și Geologie, București, **19**, 1972.
[24] Pârcălăbescu, D. I. *Physical-chemical properties of the Brecza clay used in the preparation of the drilling muds.* Institutul de Geologie și Geofizică, București, s. I, nr. 13, 1975.
[25] Pârcălăbescu, D. I. *Structura spațiului poros al colectoarelor de hidrocarburi fluide observată la microscopul electronic cu baleiaj.* Mine, Petrol și Gaze, **27**, nr. 2, 1976.
[26] Pârcălăbescu, D. I. *Umflarea mineralelor argiloase polare din dacianul structurii petrolifere Moreni-Gura Ocniței prin contact cu apele de injecție.* Buletinul Institutului de Petrol și Gaze, Ploiești, **28**, 1978.
[27] Pârcălăbescu, D. I. *Considerații fizico-chimice și geochimice asupra mediului solid din structura Mălăiești-Măgurele.* Mine, Petrol și Gaze, **31**, nr. 2, 1980.
[28] Pârcălăbescu, D. I. *The influence of the coke obtained during the process of underground combustion upon some argillous minerals present in the deposit.* Buletinul Institutului de Petrol și Gaze, Ploiești, **31**, 1980.
[29] Pârcălăbescu, D. I. *The mineralogical composition of the solid medium in the Helvetian and Burdigalian of Băicoi oil-bearing structure.* Buletinul Institutului de Petrol și Gaze, Ploiești, **32**, 1980.
[30] Pârcălăbescu, D. I. *Proprietățile fizico-chimice ale mediului solid din sarmațianul purtător de hidrocarburi fluide din zona Moinești-Roman.* Buletinul Institutului de Petrol și Gaze, Ploiești, **33**, nr. 1, 1981.
[31] Pârcălăbescu, D. I. *Asupra reducerii receptivității sondelor de injecție în exploatarea unor zăcăminte de ape geotermale.* Mine, Petrol și Gaze, **35**, nr. 8, 1984.
[32] Pârcălăbescu, D. I. *Modificări apărute în mediul solid poros-permeabil în procesul combustiei subterane în zăcămîntul de la Suplacu de Barcău.* Mine, Petrol și Gaze, **37**, nr. 12, 1986.
[33] Pârcălăbescu, D. I. *Asupra păstrării echilibrului ionic în injectarea apelor în zăcămînt.* Mine, Petrol și Gaze, **38**, nr. 3, 1987.
[34] Pârcălăbescu, D. I. *Asupra interacțiunii apei marine și de injecție cu unele gresii albiene.* Mine, Petrol și Gaze, **38**, nr. 5, 1987.
[35] Pârcălăbescu, D. I. *Cercetări roentgenostructurale asupra unor carote extrase din zăcămîntul de săruri de la Slătioarele și unele supoziții de geneză.* Mine, Petrol și Gaze, **38**, nr. 7, 1987.
[36] Samoilov, I. O. *Struktura vodnih rastvorov elektrolitov i ghidratația ionov.* Izdat. Akad. Nauk, SSSR, Moskva, 1957.
[37] Sands, C. D., Drever, J. *Authigenic laumontite in deep-sea sediments.* Natural Zeolites, Pergamon Press, 1978.
[38] Stonecipher, A. S. *Chemistry and deep-sea phillipsite, clinoptilolite and host sediments.* Natural Zeolites. Pergamon Press, 1978.
[39] Winkler, H. G. F. *Petrogenesis of metamorphic rocks.* Springer-Verlag, 1974.

Corozlunea fisurantă

Prof. dr. ing. A. Pavel
Institutul de Petrol și Gaze Ploiești

Generalități

Pentru practician — fie el constructor, metalurg sau tehnolog de exploatare —, cunoașterea susceptibilității materialelor la coroziune fisurantă (CORFIS) prezintă o deosebită semnificație din punctul de vedere al proiectării optime, adică al raportului dintre solicitarea mecanică, consumul de material, cheltuielile de investiție, exploatare și mentenanță, alte influențe (mediul înconjurător, factorul uman etc.). Tradițional și în majoritatea cazurilor, drept parametru privind susceptibilitatea la CORFIS a oțelurilor servește, încă, așa-numita durabilitate a materialului nominalizat, într-un mediu agresiv, în circumstanțele unei concomitente solicitări mecanice. Acest context implică stabilirea duratei pînă la ruperea unei epruvete necrestate, sub acțiunea unei anumite solicitări mecanice (întindere/tracțiune, încovoiere/flexiune sau răsucire/torsiune) într-un mediu corosiv, în funcție de diferiți factori — temperatura agentului agresiv, concentrația acestuia, tratamentul termic al materialului pus în operă etc. Totuși, în lucrarea [5] se apreciază ca fiind insuficientă măsurarea și/sau cuantificarea durabilității respective, deoarece nu se disting net durata pînă la apariția fisurii și durata corespunzătoare procesului de extindere a fisurii formate, ci numai se sesizează ambele fenomene, nefiind posibilă delimitarea certă între ele.

Prin urmare, referitor la susceptibilitatea față de CORFIS, se impune identificarea și, deci, definirea unui indicator anume, special, al materialelor, așa cum, dintr-un alt unghi de privire, se determină limita tehnică de curgere ($\sigma_c = \sigma_{0,2} = R_{0,2}$) sau rezistența de rupere ($\sigma_r = R_r$). Rezolvarea acestei probleme, care nu este deloc simplă, devine posibilă prin valorificarea preceptelor moderne ale Mecanicii ruperii materialelor (Fracture mechanics), dezvoltate mult — în anii din urmă — în S.U.A., U.R.S.S., Japonia, R. F. Germania, Franța etc.

În condițiile exploatării tehnologice, ruperile sau cedările prin rupere se datoresc — în marea lor majoritate, notează Sanz [12] — extinderii dimensiunilor unui defect de tip fisură ca efect al coroziunii, respectiv al acțiunii unui mediu agresiv (CORFIS), ca efect al variabilității ciclice a intensității solicitărilor mecanice (oboseală) etc. Fenomenul este specific mai ales în cazul ruperilor care survin pentru intensități mici ale tensiunilor mecanice, fără prealabilă deformare plastică globală a elementului afectat (fisurat). În prezent, rolul fisurilor mici în generarea de ruperi intempestive, bruște, brutale (brittle fracture) sau fragile, este bine evidențiat de Mecanica ruperii, care, de altfel, calculează lungimea critică a defectelor începînd cu care — în circumstanțele unui efect dat — defectele respective devin susceptibile la propagare bruscă. Se impune, deci, de la sine, ca fiind pe deplin logică, aplicarea și în alternativele CORFIS a conceptelor și rezultatelor studiilor fundamentale privind rezistența materialelor, elementelor, structurilor și sistemelor la propagarea bruscă a fisurilor.

Cedarea prin CORFIS parcurge următoarele trei stadii [12]:

— stadiul 1 → formarea de amorse (de tipul unor ușoare punctări prin înțepare, fig. 1 *a*) la suprafața metalului, ca efect direct și inevitabil al coroziunii neuniforme;

— stadiul 2 → amorsa devine o fisură (fig. 1 *b*), ale cărei dimensiuni continuă să se extindă lent din punct de vedere macroscopic (tab. 1 și 2);

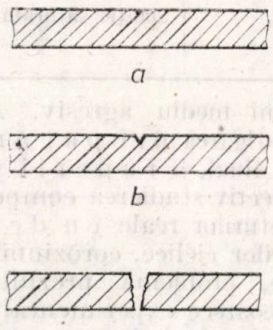


Fig. 1. Stadiile fracturării corosive:
a — formarea amorsei (stadiul 1); *b* — fisurarea, respectiv extinderea fisurii (stadiul 2); *c* — ruperea, respectiv fracturarea propriu-zisă (stadiul 3).

— stadiul 3 — ruperea (fig. 1 *c*), cînd fisura — extinzîndu-se — atinge o anumită dimensiune (lungime), suficient de mare, numită critică.

Parkins* determină — pe baza măsurărilor electrochimice — domeniile potențiale de fisurare și viteza maximă posibilă de extindere a fisurilor, apreciind, totodată, viteza de creștere a fisurilor, sensibile la caracterul mediului ambiant (tehnologic) și dependente de mecanismele dizolvării.

Cantitativ, Mecanica ruperii permite analizarea stadiilor 2 și 3 ale CORFIS, ideea de bază fiind aceea a studierii pe un material sau element dat, deja fisurat și pus sub sarcină mecanică, a

*) Numele citate în lucrare se regăsesc ca atare în vasta bibliografie a tratatului și monografiei [8].

Tabelul 1

Valori calculate privind cinetica fracturării corosive
(După Engell [5])

Metalul	Mediul agresiv	Densitatea de curent, în A/cm²	Viteza de extindere a fisurilor v_f, în m/s
Aluminiu	—	1	$3 \cdot 10^{-7}$
Fier	Acizi	50	max. $2 \cdot 10^{-5}$

prin importante deformări ireversibile plastice sau de fluaj;

b — dezetanșării corespunzătoare fisurilor străpunse în materialele de bază și de adaos (suduri), întotdeauna însoțite de scăpări mai mult sau mai puțin notabile, în mediul înconjurător, de substanțe periculoase — nocive, inflamabile, explozive etc.

c — avarierii, autoavarierii sau distrugerii intempesitive, mai mult sau mai puțin brutale, a

Valori constatate experimental privind cinetica fracturării corosive (După Engell [5]) *Tabelul 2*

Aliajul sau metalul	Electrolitul	Viteză de fisurare mecanică, v_f, în m/s	Evoluția fracturării
Fier moale	Soluție fierbîndă de 55% $Ca(NO_3)_2$	$5 \cdot 10^{-7}$	Intercristalin
Oțel moale	Soluție la fierbere de 33% NaOH, 120°C	$4 \cdot 10^{-8}$	Intercristalin
Oțel Cr/Ni austenitic	Soluție la fierbere de 42% $MgCl_2$, 144°C	circa 10^{-6} $6 \cdot 10^{-7}$ $1 \cdot 10^{-7}$	Transcristalin
Oțel Cr/Ni de tip 18/8	Soluție fierbîndă de $MgCl_2$, 146°C	10^{-6}	Transcristalin
Aliaj Mg—8% Al	Soluție saturată de KCl + $K_2Cr_2O_7$, 22 °C	pînă la $2 \cdot 10^{-5}$	Transcristalin Intercristalin
Aliaje binare Al-Ti	Soluție saturată de KI, 22°C	pînă la $1 \cdot 10^{-3}$	Transcristalin
Aliaje Al—2,5% Mg—6% Zn	Soluție saturată de KI, 22°C	pînă la $5 \cdot 10^{-3}$	Intercristalin

efectului unui mediu agresiv. Astfel, devine posibilă investigarea propagării lente a fisurii și, în final, a ruperii pe o epruvetă clasică, respectiv studierea comportării elementelor și structurilor reale cu defecte, datorite solicitărilor ciclice, coroziunii fisurante etc. Actualmente, problema prezintă importanță deosebită, deoarece experimental s-a constatat că anumite și destul de numeroase aliaje (de titan, de tip inconel etc.), aparent insensibile la CORFIS în alternativa epruvetelor lucioase, devin foarte sensibile la aceeași acțiune distructivă dacă sînt prezente fisurile [3; 10 etc.]. Prin urmare, se va presupune de la început că materialul sau elementul supus la CORFIS posedă a priori cel puțin o fisură. Avînd în vedere că preceptele mecanicii ruperii sînt foarte bine aplicabile la materialele puțin tenace, concluziile lucrării prezente se vor referi în special la oțelurile și la alte aliaje sau elemente metalice cu rezistență mecanică (de rupere, de plesnire, de despicare etc.) corespunzător de ridicată.

I. Introducere în mecanica ruperii materialelor

Obiect și probleme. Un element, o structură și, deci, un sistem tehnic iese din serviciu atunci cînd încetează să mai corespundă scopului pentru care s-a realizat, ceea ce se poate datori :

a — modificării considerabile a configurației (formei constructive) inițiale, provocate bunăoară

sistemului însuși, generate de o anumită stare defectologică evolutivă în timp.

În calculele inginerești clasice, tradiționale, atenția cea mai mare și, deci, prioritatea se acordă primei alternative, în baza căreia s-ar putea formula cerințe și restricții pe deplin satisfăcătoare dacă elementele/structurile reale ar fi omogene și perfecte din punctul de vedere al execuției curente. Cum se știe, însă, din practică, toate construcțiile mecanice sînt neomogene și prezintă defecte de material, defecte de execuție, discontinuități și concentrări de eforturi unitare etc. În astfel de condiții, o utilizare rațională și eficientă a materialelor tehnice impune însușirea unor concepte noi privind capacitatea portantă a elementelor, structurilor și sistemelor cu o anumită stare defectologică (fisuri etc.), respectiv formularea unor criterii neclasice de apreciere cantitativă a alternativelor de distrugere și, implicit, a riscurilor corespunzătoare.

Mecanica ruperii este o știință interdisciplinară care, studiind procesul fracturării în elementele și structurile reale, imperfecte (cu discontinuități fizice), urmărește să fundamenteze teoretic și să confirme experimental metodele de evaluare cantitativă a capacității disponibile de rezistență mecanică și, deci, de solicitare adecvată, aceasta în condițiile considerării atît a discontinuităților, ca atare, cît

și a modului specific de comportare sub sarcină a materialelor, în funcție de caracteristicile dimensionale proprii și de cele ale regimurilor de exploatare.

Formulîndu-și obiectivul principal în stabilirea unor corelații între tensiunile mecanice și factorii geometrici definitorii, Mecanica ruperii înlocuiește caracteristicile mecanice ale proiectării tradiționale (rezistența la rupere, rezilința, duritatea etc.) prin mărimi fizice noi, care definesc univoc așa-numita rezistență mecanică, mecano-chimică etc. a materialelor. Aceste mărimi sînt (v. și STAS 9760-84):

— factorul de intensitate al tensiunii (mecanice → K), în N/mm$^{3/2}$, care exprimă concentrarea tensiunii, într-un corp elastic, în zona adiacentă vîrfului unei fisuri ale cărei flancuri au tendința să se deschidă deplasîndu-se — pentru $K = K_I$ — după o direcție perpendiculară pe flancurile fisurii, sub acțiunea solicitărilor aplicate corpului; factorul K (stress intensity factor) este proporțional cu sarcina aplicată, depinzînd de lungimea fisurii și de dimensiunile epruvetei*);

— factorul critic de intensitate al tensiunii (mecanice → K_c), uzual denumit tenacitate la rupere, în N/mm$^{3/2}$, care se identifică cu factorul K în condițiile stării plane de deformare căreia îi corespunde prima extindere a fisurii;

— deplasarea de deschidere a fisurii δ, în mm, care reprezintă deplasarea flancurilor fisurii din îndepărtarea acestora — pentru $\delta = \delta_I$ — sub acțiunea forței aplicate;

— deplasarea critică de deschidere a fisurii δ_c, în mm.

Fondatorii teoriilor moderne privind mecanica ruperii materialelor sînt Griffith, Orowan, Irwin, Yokobori, Wells, Dugdale, Mushkelishvili, Nadai, Mc Clintock, Sanz ș.a.

Modurile de extindere a fisurilor. Evoluția unei fisuri și, deci, modul cum aceasta se extinde, respectiv se propagă, depinde determinant de starea de eforturi unitare existentă în zona în care ea este plasată. După mișcarea relativă a suprafețelor de rupere, situate de o parte și de alta a planului în care se extinde fisura, evoluția și, deci, propagarea acesteia se poate realiza — potrivit modelului lui Irwin [6] — în conformitate cu următoarele moduri fundamentale de deplasare (fig. 2):

● modul *I (1)* → fisura se extinde prin deschidere, punctele aparținînd suprafeței de fisurare deplasîndu-se normal la planul fisurii (fig. 2 *a*);

● modul *II (2)* → fisura se extinde prin lunecare dreaptă, frontală, deplasările punctelor din suprafața de fisurare efectuîndu-se în planul fisurării, perpendicular pe marginea acesteia și în sensul avansării sale (fig. 2 *b*);

● modul *III (3)* → fisura se extinde prin lunecare curbă, laterală sau spirală, deplasările punctelor din suprafața de fisurare efectuîndu-se de asemenea în planul fisurii, însă paralel cu frontul acesteia.

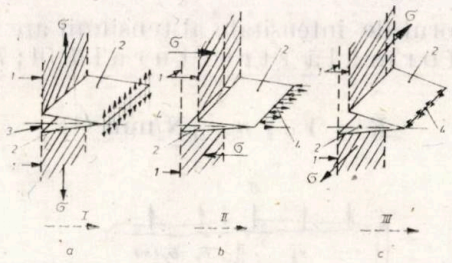


Fig. 2. Modurile fundamentale de deplasare, respectiv de extindere (propagare) a fisurilor — modelul Irwin [6]: *a* — deschiderea fisurii (modul *I* sau 1); *b* — lunecarea dreaptă (modul *II* sau 2); *c* — lunecarea curbă (modul *III* sau 3); *1* — suprafața atacată de coroziune; *2* — suprafețele (flancurile) fisurii; *3* — frontul fisurii; *4* — rădăcina (vîrful) fisurii.

Observație. Săgețile de la rădăcina fisurii indică sensul deplasării punctelor aparținînd suprafeței fisurate. Săgețile punctate (notate cu *I*, *II* și *III*) indică sensul extinderii, respectiv al propagării fisurii (în figură, de la stînga înspre dreapta).

Evident, toate celelalte moduri de fisurare posibile pot fi descrise prin suprapunerea, respectiv prin combinarea corespunzătoare a celor trei moduri fundamentale precizate. Deoarece expresia analitică a tensiunii mecanice din vîrful fisurii depinde de modul extinderii acesteia, rezultă că și energia de deformare elastică, eliberată prin rupere, se evaluează în funcție de modul respectiv *I*, *II* sau *III* (*1*, *2* sau *3*). Cele mai multe și mai periculoase cedări intempestive, brutale sau fragile, survin după modul *I (1)*, pentru care energia de deformare elastică disponibilă și deplasările frontului fisurii sînt maxime.

Factorul de intensitate al tensiunii. Factorul de intensitate al tensiunii mecanice, notat cu K, reprezintă măsura amplificării eforturilor unitare respective σ, generate de prezența unei fisuri, în raport cu aceleași eforturi unitare nominale, existente într-un element (epruvetă etc.) în absența fisurii.

În Mecanica ruperii materialelor liniar elastice se demonstrează că, pentru fisurile străpunse ascuțite, la distanțe mici de vîrful acestora, tensiunea mecanică σ tinde spre o dependență liniară de inversul rădăcinii pătrate a distanței (fig. 3). Așadar, relația dintre tensiunea mecanică și distanță prezintă o singularitate care este situată în vîrful fisurii, pentru cazul unei fisuri străpunse, de lungime $2a$, situate într-o placă infinită solicitată

*) Alte unități de măsură pentru factorul K: 1MN/m$^{3/2}$ = = 1MPa·m$^{1/2}$ = 31,62 N/mm$^{3/2}$ (STAS 9760-84).

a întindere monoaxială (după direcția axei y — fig. 3) rezultînd [7]:

$$\sigma_y = \frac{\sigma}{\sqrt{1-(a/x)^2}}, \quad [\mathrm{N/mm^2}] \qquad (1)$$

unde σ este tensiunea mecanică nominală, în $\mathrm{N/mm^2}$.

Factorul de intensitate al tensiunii are următoarea formulă structurală [4; 7; 8]:

$$K = Y\sigma\sqrt{a}, \quad [\mathrm{N/mm^{3/2}}] \qquad (2)$$

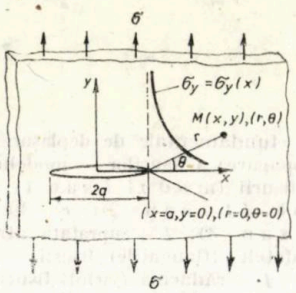


Fig. 3. Ilustrarea exemplificativă a efectului unei fisuri străpunse ascuțite [8].

în care Y este o mărime (funcție) adimensională ce depinde de geometria elementului (epruvetei → STAS 9760-84), a structurii sau a sistemului. Bunăoară, pentru plăcile omogene solicitate la întindere uniformă monoaxială, avînd o fisură străpunsă cu lungimea $2a$ mai mică decît a șasea parte din lățimea $L = W$ a plăcilor în discuție, adică $2a < L/6 = W/6$, se obține expresia [7]:

$$K = \sqrt{\pi}\,\sigma\sqrt{a} = 1{,}77245\,\sigma\sqrt{a},$$

deci $Y = \sqrt{\pi} = 1{,}77245$. Pentru cele trei moduri fundamentale de extindere (propagare) a fisurii corespund factorii $K_I = K_1$, $K_{II} = K_2$ și $K_{III} = K_3$.

Așadar (fig.4), factorul K depinde de geometria elementului, a structurii sau a sistemului studiat, de modul de solicitare și de mărimea, respectiv de intensitatea solicitărilor aplicate. Desigur, pentru o situație dată, primii doi parametri sînt invariabili și K este funcție liniară numai de mărimea nominală σ, care acționează perpendicular pe direcția defectului. Crescînd progresiv solicitarea, se constată că, pentru o anumită valoare $\sigma = \sigma_{fis} \ll \sigma_r$, fisurile se extind brusc, brutal, intempestiv și survine ruperea casantă, fragilă sau brutală. Acea valoare a factorului K, care este determinată cu acest din urmă efort unitar $\sigma = \sigma_{fis}$, se numește factor critic de intensitate al tensiunii mecanice și se simbolizează $K_C = K_c = K_{cr}$. De cele mai multe ori, indicele $C \to c \to cr$ este precedat de indicatorul modului fundamental de fisurare căruia îi corepsunde factorul K (de exemplu $K_{IC} = K_{Ic} = K_{Icr}$ sau $K_{1C} = K_{1c} = K_{1\,cr}$). Cînd fisurarea este de natură mecano-corosivă, atunci factorul critic de intensitate al tensiunii se simbolizează*) prin $K_{SCC} = K_{scc} = K_{CORFIS}$ (respectiv $K_{I\,SCC} = K_{I\,scc} = K_{I\,CORFIS}$ sau $K_{1\,SCC} = K_{1\,scc} = K_{1\,CORFIS}$).

Condiția de fiabilitate și condiția de rebutare. Mărimilor critice de tip K le corespund anumite dimensiuni (lungime, deschidere, deplasare) critice $l_C = l_c = l_{cr}$ sau $l_{SCC} = l_{scc} = l_{CORFIS}$ ale fisurilor, respectiv ale defectelor din element, structură, sistem etc. În consecință, condiția de fiabilitate sau condiția de securitate tehnică, enunțată astfel:

$$K_{max} < (K_C, K_{CORFIS}), \qquad (3)$$

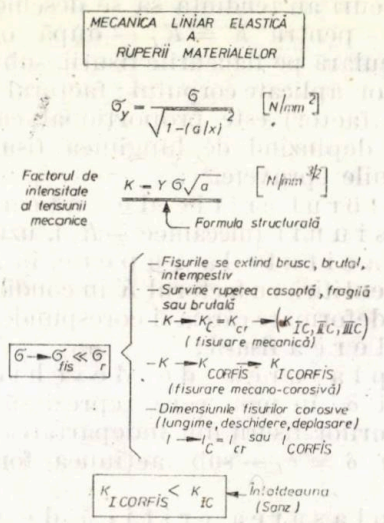


Fig. 4. Concepte fundamentale în mecanica liniar elastică a fracturării (ruperii) materialelor.

se poate reformula în modul următor:

$$l_{max} < (l_C, l_{CORFIS}), \qquad (4)$$

rezultînd:

$$c_{fis} = \left(\frac{K_C}{K_{max}}, \frac{K_{CORFIS}}{K_{max}}\right) > 1, \qquad (5)$$

respectiv:

$$c_{fis} = \left(\frac{l_C}{l_{max}}, \frac{l_{CORFIS}}{l_{max}}\right) > 1, \qquad (6)$$

c_{fis} numindu-se coeficient de siguranță sau factor de securitate la fisurare, respectiv la extinderea (propagarea) unor fisuri sau defecte similare primare. În condițiile unei stări defectologice inițiale bine evaluate se recomandă $c_{fis} \geq 1{,}20$ [8].

Evident, condițiile (4) și (6) pot fi utilizate pentru impunerea dimensiunii admisi-

*) *SCC* sau *scc* — stress corrosion cracking.

bile l a defectelor (fisurilor) inițiale depistabile și, deci, a condiției de rebutare, rezultînd:

$$l_{max} \leqslant l_a = \left(\frac{l_c}{c_{fis}} \cdot \frac{l_{CORFIS}}{c_{fis}} \right). \qquad (7)$$

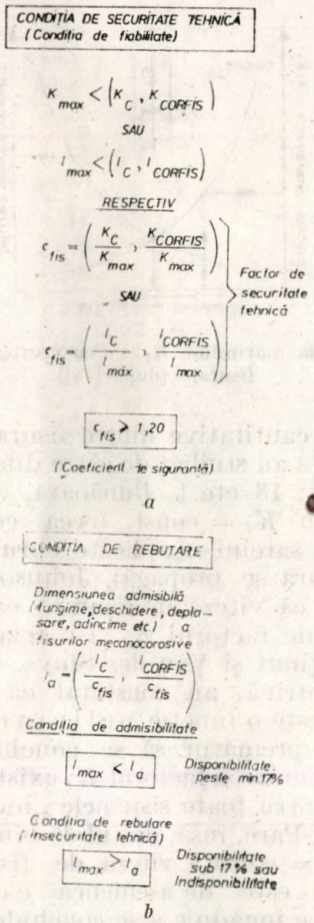


Fig. 5. Condiții determinante în circumstanțele de fracturare: *a* — condiția de securitate tehnică; *b* — condiția de rebutare.

După cum se constată (fig. 5), factorul critic de intensitate al tensiunii este o caracteristică a materialului care evidențiază susceptibilitatea acestuia la extinderea (propagarea) instabilă a fisurilor și ea individualizează, pe deplin, materialul dat din punctul de vedere al caracterului și alternativei ruperilor → fracturărilor (tenace sau brutale, casante/fragile).

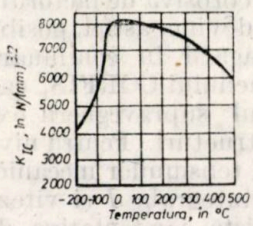


Fig. 6. Dependența de temperatură a factorului critic de intensitate al tensiunii în cazul unui oțel [15].

Tabelul 3

Valorile factorului K_{IC} pentru cîteva materiale tehnice

Materialul	Rezistența de rupere, σ_r, în MPa (N/mm²)	Limita tehnică de curgere, $\sigma_{0,2}$, în MPa (N/mm²)	Factorul critic de intensitate al tensiunii, K_{IC}, în N/mm$^{3/2}$
AISI 4340	1 950	—	3 050
AISI 4340	1 800	—	7 100
AISI 4340	1 700	—	6 400
SAE 4340 H	—	1 600	1 800
300 M	1 950	—	4 750
300 M	1 800	—	6 900
Airsteel X-200	2 100	—	3 000
Airsteel X-200	1 950	—	3 750
Airsteel X-200	1 800	—	3 200
Airsteel X-200	1 700	—	4 450
Maraging Steel 300	—	1 900	1 300
Maraging Steel 250	—	1 800	800
Maraging Steel 300	—	1 650	1 500
H—11	2 100	—	700...3 550
H—11	1 950	—	1 650
H—11	1 800	—	3 200
H—11	1 700	—	3 850
Vascojet 1 000	2 100	—	1 200
Super Hy Tuf.	1 800	—	1 900
Super Hy Tuf.	1 700	—	1 050...1 450
Al 7075	—	500	1 100...1 350
Al 6061 T6	—	—	2 300
Ti—6Al—4V	1 400	—	1 450
Ti 155 A	1 550	—	900...1 000
A 533 B	—	550	3 200
Oțeluri de medie rezistență	circa 490	—	2 500
ASTM A 302 B	—	360	1 900
Oțeluri de tip OL 37	410	240	2 800
Oțeluri de tip OL 52	590	440	3 400

Valorile factorului $K_{IC} = K_{1C}$ depind de natura materialului (tab. 3), de temperatură (fig. 6), de acțiunea mediilor ambiante și de lucru (coroziune, influența hidrogenului etc.), de intensitatea radiațiilor penetrante etc.

În general, valorile factorului K_{IC} sînt de ordinul a 1 000...7 000 N/mm$^{3/2}$ pentru oțelurile de rezistență înaltă (de tip OÎR), 2 000...4 000 N/mm$^{3/2}$ pentru oțelurile de rezistență mijlocie (de tip ORM) și 700...1 500 N/mm$^{3/2}$ pentru aliajele de aluminiu.

Observații.

1. Fisurile, considerate ca atare în analiza matematică a Mecanicii materialelor, au la rădăcină (vîrf) o rază de curbură nulă. Prin urmare, factorul K de intensitate al tensiunii nu se poate confunda cu coeficientul (factorul) α_k de concentrare a tensiunilor mecanice. De altfel, coeficientul (factorul) α_k se poate calcula cu formulele clasice ale lui Neuber [9].

2. În condițiile deformării elastoplastice a elementelor, structurilor și sistemelor cu fisuri (defecte), solicitate mecanic, drept criteriu de rupere se utilizează așa-numita integrală $J \rightarrow J_{IC} = J_{I\,CORFIS}$ [4].

3. Studierea cîmpurilor de tensiuni și deformații în vecinătatea extremității (rădăcinii, vîrfului) unei fisuri se poate concretiza prin diferite metode [4; 6 etc.].

4. Așadar, Mecanica ruperii ia în considerație cîmpul de tensiuni dinaintea vîrfului unei fisuri preexistente și-l caracterizează prin factorul $K \rightarrow K_I$. În general se ține seama de starea plană de deformare (plane strain) și de deschiderea fisurii după modul I (fig. 2 *a*), acesta fiind dovedit —sub aspect tehnic— ca e x t r e m d e p e r i c u l o s [2—4; 7; 8 etc.].

II. Fisurarea lentă

În încercările tradiționale (NACE—S.U.A) de rezistență la CORFIS, de regulă fisurarea lentă se studiază corelînd durata pînă la cedare (rupere) cu tensiunea mecanică aplicată (fig. 7),

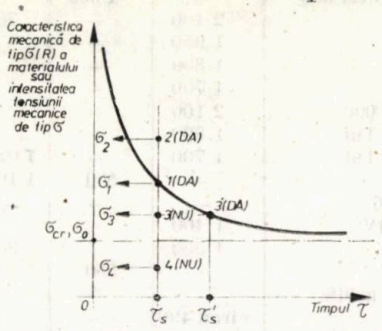


Fig. 7. Curba tipică a coroziunii fisurante [8].

metoda corespunzătoare bazîndu-se, deci, pe tensiunea σ. Evident, durata luată în considerație acoperă toate celei trei stadii ale cedării prin CORFIS (fig. 1).

Conform precizărilor din lucrările [8; 13], fisurarea lentă într-un mediu corosiv poate fi perfect descrisă numai prin intermediul factorului de intensitate al tensiunii, metoda corespunzătoare bazîndu-se, deci, pe factorul $K \rightarrow K_I$. În această ultimă alternativă, însă, evoluția cedării prin CORFIS, respectiv evoluția fisurii, se poate urmări doar în stadiile 2 și 3. Pentru ilustrare, se consideră o epruvetă cu fisură centrală, care se solicită mecanic prin intermediul unor forțe de întindere aplicate în axa transversală a fisurii. Asemenea epruvetă posedă proprietatea că, atunci cînd dimensiunile fisurii cresc —forțele aplicate rămînînd c o n s t a n t e —, factorul K_I se d i m i n u e a z ă, iar tensiunea mecanică nominală σ se a m p l i f i c ă (fig. 8)*).

Experimental s-a constatat că, pentru anumite combinații „lungime de fisură-sarcină aplicată", propagarea lentă într-un mediu corosiv a fisurii date s e o p r e ș t e. Or, dacă fisurarea (fracturarea) corosivă lentă ar fi controlată prin intensitatea tensiunii σ, ea n-ar trebui să se blocheze, deoarece σ crește în permanență.

*) Paris P.C., Sih G.C. — În: ASTM-STP, 381, 30—81.

Dacă, dimpotrivă, fisurarea (fracturarea) lentă în discuție se controlează prin intermediul factorului K_I, atunci se înțelege că ea trebuie să se oprească la un moment dat, întrucît eforturile unitare la extremitatea fisurii se diminuează în intensitate cînd fisura se propagă (fig. 8).

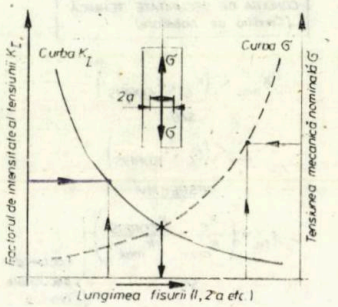


Fig. 8. Variația mărimilor K_I și σ cu creșterea lungimii de fisurare (după [13]).

Relațiile cantitative dintre fisurarea lentă și factorul K_I s-au studiat de către diferiți cercetători [4; 10; 13 etc.]. Bunăoară, efectuîndu-se încercări cu K_I = const. (ceea ce presupune modificarea sarcinilor aplicate epruvetei pe măsură ce fisura se propagă), Johnson și Willner au dovedit că viteza de fisurare este o funcție l i n i a r ă de factorul K_I. Un rezultat asemănător a obținut și Van der Sluys. Alți cercetători, dimpotrivă, au constatat că dependența respectivă este o funcție n e l i n i a r ă [10; 13]. Este, deci, prematur să se conchidă că între viteza de fisurare și factorul K_I există o corelație identică pentru toate sistemele „mediu corosiv-factor K_I". Pare, însă, destul de bine stabilit că, pentru K_I = const., viteza de fisurare corespunzătoare este de asemenea c o n s t a n t ă [12], ceea ce îngăduie a se conchide că factorul de intensitate al tensiunilor K_I este cel ce guvernează viteza de fracturare/fisurare.

Analizînd corelațiile m e c a n i c i i r u p e r i i e l a s t o p l a s t i c e în circumstanțe de CORFIS, Smith demonstrează că, în abordarea l i n i a r ă, cînd extinderea fisurii se produce la niveluri j o a s e ale intensității tensiunilor mecanice, între factorul K_I, corespunzător tensiunilor la vîrful fisurii și viteza de extindere a fisurii corosive trebuie să se constate o c o r e l a ț i e u n i v o c ă. Potrivit rezultatelor cercetărilor de laborator privind cuantificarea dependenței vitezei de fisurare corosivă de factorul de intensitate al tensiunilor, devine, astfel, posibilă p r o g n o z a r e a propagării în continuare a fisurilor, datorite fenomenului CORFIS, care s-au detectat — în timpul supravegherii exploatării —în elemente sau structuri. Pentru niveluri î n a l t e ale intensității tensiunilor mecanice, o corelație univocă între integrala J și viteza de fisurare corosivă nu există, iar tentativa de formulare a unei dependențe între factorul K_I și viteza în discuție nu îngăduie prognozarea extinderii ulte-

rioare a fisurilor detectate la un moment dat. De această dată, utilitate maximă prezintă numai rezultatele măsurării sub sarcină constantă a vitezei de extindere a fisurilor. Prin urmare, la niveluri înalte ale intensității tensiunilor mecanice, dependența de ultimele a vitezei de extindere a fisurilor, în circumstanțe de CORFIS, furnizează rezultate mai credibile decît dependența de factorul K_I. De remarcat că o asemenea manieră problematică s-a reținut de către Smith pentru evaluarea cantitativă a influenței variabilelor metalurgice asupra vitezei de fisurare/fracturare în condiții de CORFIS.

III. Ruperea prin CORFIS

Cum a rezultat anterior, ca efect al unei solicitări mecanice, asociate cu acțiunea unui mediu corosiv, o fisură se poate extinde (propaga) lent. Cînd fisura respectivă, propagîndu-se, ajunge la o ultimă dimensiune (lungime), denumită critică, survine intempestiv ruperea bruscă, brutală, cu caracter fragil. Steigerwald arăta încă din anul 1960 că asemenea ruperi, materializate după extinderea corespunzătoare a fisurilor datorite CORFIS, se supun preceptelor mecanicii așa-zise clasice a ruperii materialelor, factorul K_I la rupere, determinat în funcție de tensiunea aplicată și de lungimea fisurii în momentul cedării intempestive, notîndu-se cu $K_{IC}=K_{Ic}=K_{Ier}$ și denumindu-se efectiv sau critic. Alți cercetători au obținut rezultate identice [3; 10 etc.].

Din ilustrarea sugestiv redată în figura 9 rezultă că, atunci cînd fisura se extinde, propagîndu-se, factorul K_I crește (fig. 9 *b*) și pentru $K_I=K_{IC}$ survine intempestiv ruperea brutală. Totodată, se pune în evidență o

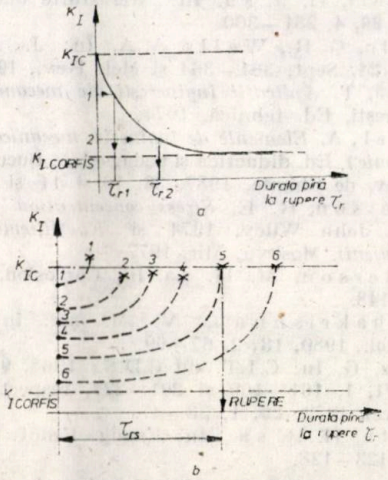


Fig. 9. Ilustrarea dependenței duratei pînă la rupere prin fisurare de valorile inițiale ale factorului K_I:
a — după [10]; *b* — după [3] — ruperea survine atunci cînd $K_I \to K_{IC}$; punctele 1, 2, ... de pe axa ordonatelor corespund valorilor inițiale ale factorului K_I; τ_{r1}, τ_{r2}, ... — duratele după care fisurile respective, propagîndu-se, ajung la lungimea lor critică, cauzînd ruperea brutală.

valoare anume, specială, $K_{I\,CORFIS}$, a factorului K_I, sub care fisurile de natură mecano-chimică nu se mai extind, respectiv nu se mai propagă (fig. 9 *a*). Modelul ilustrativ considerat în lucrările [3; 10] a avut ca bază epruvete pentru determinarea factorului critic K_{IC}, cărora li s-au aplicat sarcini astfel, încît $K_{I1,2,3,\ldots} < K_{IC}$. Apoi, extremitatea fisurilor amorsate, s-a supus acțiunii unui mediu corosiv. Ca efect al materializării acțiunii concomitente (în continuare) a sarcinii statice și a mediului agresiv, fisurile s-au propagat lent, factorul $K_{I\,1,2,3,\ldots}$ a crescut și, la momentul $\tau_{r\,1,2,3,\ldots}$, el atingînd valoarea K_{IC}, a survenit ruperea brutală (fig. 9 *b*). Transpunînd într-o diagramă (fig. 9 *a*) toate valorile obținute $K_I \to K_{IC}$, în funcție de valorile corespunzătoare τ_r, se pune în evidență o asimptotă orizontală de ordonată $K_{I\,CORFIS}$, astfel că:

$$K_{I1,2,3,\ldots} < K_{I\,CORFIS}, \qquad (8)$$

în această ultimă alternativă ruperea brutală fiind exclusă.

Beachem și Brown [1] au verificat experimental că valoarea factorului $K_{I\,CORFIS}$ nu depinde de tipul epruvetei, însă durata τ_r este sensibil dependentă de tipul epruvetei (fig. 10 *a*). Tot experimental s-a mai constatat că, pentru două sau mai multe epruvete de același tip, se obține o singură și aceeași valoare $K_{I\,CORFIS}$ (fig. 10 *a*), dar nu rezultă o singură și aceeași valoare $\sigma_{cr} = \sigma_0$ (fig. 10 *b*). Conform cu [13], fisurarea lentă în mediu corosiv este determinată de mărimile caracteristice K_I și $\sigma_{cr} = \sigma_0$, însă tensiunea mecanică de prag $\sigma_{cr} = \sigma_0$ nu este prea influențată de geometria epruvetei și, deci, nu se impune ca un criteriu în procesul distructiv CORFIS.

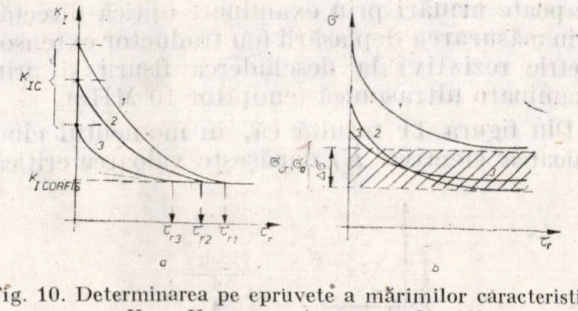


Fig. 10. Determinarea pe epruvete a mărimilor caracteristice K_{IC}, $K_{I\,CORFIS}$ și $\sigma_{cr} = \sigma_0$ [1; 13]:
a — determinarea factorului de intensitate al tensiunilor mecanice; *b* — determinarea tensiunii mecanice de prag; 1, 2 și 3 — semnifică epruvetele (1, 2 sau 3) cu diferite forme de fisuri și de solicitare mecanică.

Sanz [12] consemnează cu insistență că factorul $K_{I\,CORFIS}$ nu depinde decît de sistemul „material-mediu agresiv" și demonstrează că între K_{IC} și $K_{I\,CORFIS}$ nu există o anumită corelație, dar întotdeauna se obține:

$$K_{I\,CORFIS} < K_{IC}. \qquad (9)$$

Cunoscînd rezistența mecanică de întrebuințare a unui material tehnic și plecînd de la

$K_{I\ CORFIS}$, se poate calcula lungimea critică sub care fisurile nu se pot extinde brusc, intempestiv, formulele utilizabile fiind cele ştiute din mecanica clasică a ruperilor [3; 4; 7 etc.). Dacă, de asemenea, se cunoaşte curba completă $K_I - \tau_r$ (fig. 9 *a* şi 10 *a*), atunci chiar se poate determina dimensiunea critică l_{cr} a defectului care va genera o rupere brutală la finele unui anumit interval τ_r.

Toate epruvetele specifice mecanicii ruperii pot fi utilizate în studierea fenomenelor CORFIS, însă unele dintre ele sînt mai preferate, pentru că nu necesită maşini speciale de încercare şi anume (se foloseşte terminologia anglo-saxonă) [2; 3]:

— epruveta WOL (Wedgeopen- Loaded-Compact-K_{IC}-Specimen), model 1964 (autor Manjoine M. J.), descrisă de către foarte mulţi autori şi extrem de folosită;

— epruveta de tip TDCB (Tapered-Double-Cantilever-Beam-Specimen), declarată necorespunzătoare de către Speidel;

— epruveta de tip CTS (Compact-Tension-Specimen), care este o variantă a epruvetei WOL;

— epruveta de tip DCB (Double-Cantilever-Beam-Specimen), foarte preferenţial utilizată (autor Rolfe S.T.), fiind o epruvetă cu autoîntindere; o variantă a epruvetei DCB a fost concepută de către Dahlberg E.P. (1968); Berggreen [2] apreciază că epruveta de tip DCB este cea mai adecvată pentru cercetările privind coroziunea fisurantă.

Lucrările [1; 12 etc.] şi STAS 9760-84 reţin epruvete de încovoiere (similare celor de rezilienţă) şi epruvetele de tracţiune cu crestătură (de tip WOL), primele fiind din ce în ce utilizate mai mult. Fisurarea lentă se poate urmări prin examinare optică directă, prin măsurarea deplasării (cu traductor extensometric rezistiv) la deschiderea fisurii şi prin examinare ultrasonică (emiţător 10 MHz).

Din figura 11 rezultă că, în momentul cînd valoarea efectivă K_I depăşeşte valoarea critică

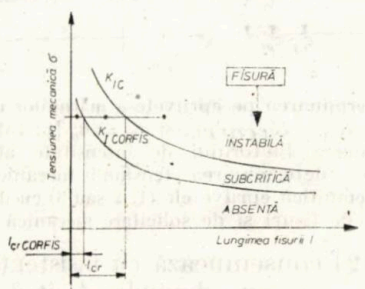


Fig. 11. Corelaţia generală dintre factorii K_{IC} şi $K_{I\ CORFIS}$, pe de o parte, şi lungimea fisurii l, pe de altă parte, corespunzătoare unui aşa-numit sistem de coroziune (constituit din materialul tehnic pus în operă şi agentul corosiv dat) [2].

K_{IC}, deci $K_I > K_{IC}$, fisura de lungime l devine instabilă, generînd ruperea brutală. Dacă mediul tehnologic sau cel înconjurător cauzează prin coroziune o extindere lentă a unei fisuri (într-o epruvetă, de exemplu), pentru care — iniţial — $K_I < K_{IC}$, atunci această extindere, denumită subcritică, implică o continuă amplificare a factorului K_I şi în momentul cu $K_I = K_{IC}$ survine inevitabil ruperea instabilă. Evident, valoarea iniţială minimă K_I, pentru care se produce ruperea prin CORFIS, se identifică cu valoarea critică $K_{I\ CORFIS}$. Aşadar, simplexul ($K_{I\ CORFIS}/K_{IC}$) constituie un indicator al susceptibilităţii materialului la fisurarea corosivă, factorul $K_{I\ CORFIS}$ fiind o caracteristică*) (o constantă) a materialului dat, dependentă de gradul de predeformare, de temperatura metalului, de viteza de solicitare etc. [2].

Studiind experimental fracturarea prin CORFIS a două tipuri de oţeluri cu conţinut mijlociu de carbon (0,32% şi, respectiv, 0,35%), într-un mediu de 10% soluţie de hidroxid de sodiu, Radhakrishnan [11] a obţinut: $K_{I\ CORFIS} = 1\,250$ N/mm$^{3/2}$ — pentru oţelul cu 0,35% C şi $K_{I\ CORFIS} = 1\,345$ N/mm$^{3/2}$ — pentru oţelul cu 0,32%C.

*) Determinată potrivit standardelor ASTM (S.U.A.).

Bibliografie

[1] Beachem, C. D., Brown B. F. În: ASTM-STP, 425, 31—40.

[2] Berggreen, J. În: Werkstoffe und Korrosion, 1970, **21**, 8, 640—645.

[3] Brown, W. F. În: Corrosion Sci., 1965, 5, 745—751; Mater. Res. Standards, 1966, Mars, 129—133; ASTM Spec. Tech. Publ. 410, Philadelphia, 1966 şi Met. Rev. 1968, **13**, 171 (Rev. 129).

[4] Cioclov, D. *Mecanica ruperii materialelor*. Bucureşti, Ed. Academiei R. S. România, 1977.

[5] Engell, H. J. ş.a. În: Werkstoffe und Korrosion, 1969, **20**, 4, 281—300.

[6] Irwin, G. R., Wells, A. A. În: J. Appl. Mech., 1957, **24**, Sept, 361—364 şi Met. Rev., 1965, **10**, 233.

[7] Pană, T. *Aplicaţii inginereşti ale mecanicii ruperilor*. Bucureşti, Ed. tehnică, 1974.

[8] Pavel, A. *Elemente de inginerie mecanică (pentru petrochimie)*. Ed. didactică şi pedagogică, Bucureşti, 1981 şi în Rev. de Chimie, 1987, **38**, 10 şi 11 şi 1988, **39**, 1.

[9] Peterson, R. E. *Stress concentration factors*. New York, John Wiley, 1974 şi *Koeffiţienti kontentraţii napriajenii*. Moskva, Mir, 1977.

[10] Petterson, M. H. ş.a. În: Corrosion, 1967, May, 142—148.

[11] Radhakrishnan, V. M. ş.a. În: Indian J. Technol., 1980, **18**, 2, 67—69.

[12] Sanz, G. În: C.I.T. du C.D.S., 1968, 9, 2029—2051 şi 1971, 1, 161—169 şi 201—227, respectiv Corrosion (France), 1972, **20**, 1, 38—47.

[13] Smith, H. R. ş.a. În: Engng. Fract. Mech., 1968, **1**, 1, 123—128.

[14] Tetelman, A. S., Mc Evily, A. J. *Fracture of structural materials*. New York, J. Wiley, 1967.

[15] Wessel, E. T. ş.a. *Engineering methods for the design and selection of material against fracture*. Final Techn. Rep. No. DA-30-069-AMC-602(T), 1966.

Sistematizarea capcanelor de hidrocarburi neclasice

Dr. geol. **D. Paraschiv**
I.C.P.P.G. Cîmpina

Introdus în literatura de specialitate de către Mc Collough în anul 1934 (fide Levorsen, 1967), termenul de capcană a fost, apoi, analizat, comentat și definit de către foarte mulți oameni de știință. Dacă înainte de Collough condițiile geologice specifice capcanei se regăseau în noțiunea de „zăcămînt" și chiar „structură", confuzie care se surprinde și în literatura românească de mai tîrziu (Gavăt, 1964; Beca, Vîsoțki, 1968), ulterior, pe măsura acumulării datelor de cunoaștere, cei trei termeni menționați s-au diferențiat, capătînd un conținut distinct, după cum se va vedea în cele ce urmează.

Prin „capcană" se înțelege o condiție geologică locală, unde rocile poroase și permeabile (rezervoarele) se află într-un asemenea raport cu rocile impermeabile (protectoare) și cu apa în mișcare, încît se formează un spațiu relativ închis, ceea ce oferă posibilitatea acumulării unui anumit volum de fluide.

„Zăcămîntul" reprezintă o acumulare (un depozit) de fluide care, intrate într-un echilibru relativ stabil (în interiorul unei capcane), se separă gravitațional. Așadar, capcana reprezintă o condiție geologică, în timp ce zăcămîntul constituie un depozit. Cu alte cuvinte, relația dintre acești doi termeni este similară cu cea dintre cauză și efect. Mai trebuie subliniat faptul că, dacă un zăcămînt nu este de conceput în absența unei capcane, aceasta din urmă poate exista fără să includă (adăpostească) o acumulare de hidrocarburi.

„Structura" echivalează cu un segment de scoarță, cu o dispoziție geometrică specifică formațiunilor geologice, în componența căruia, pe verticală sau orizontală, intră una sau mai multe capcane și, deci, unul sau mai multe zăcăminte.

Sinonimia structură-capcană ori structură-zăcămînt este valabilă numai atunci cînd la alcătuirea unei structuri ia parte o singură capcană ori un singur zăcămînt.

Pînă să ajungă la „teoria capcanelor", concepția referitoare la legitățile ocurențelor de hidrocarburi a înregistrat o evoluție îndelungată, trecînd, în anumite regiuni petrolifere din lume, prin două stadii. După Brod (1951), în gîndirea descoperitorilor primelor zăcăminte de țiței de pe teritoriul U.R.S.S., acumulările de hidrocarburi, ca și vulcanii noroioși erau asociate accidentelor disjunctive. Această relație dintre zăcăminte și falii („teoria faliilor") este oglindită în lucrările cercetătorului rus G. Abich, începînd din anul 1847 și continuînd cu publicațiile lui Gubkin, din perioada 1910 — 1932. Ceva mai tîrziu, ca urmare a intensificării activității petroliere din Caucazi (din 1866), precum și a rezultatelor obținute în Canada (1861), Birmania (1932), Pennssylvania (1844), s-a cristalizat o nouă concepție geologică, respectiv „teoria anticlinală". Cu toate că și-au pierdut exclusivitatea în timp, ambele concepții sînt valabile și în zilele noastre.

În ceea ce privește teoriile de peste ocean, Levorsen (1967) subliniază că descoperitorii celor dintîi zăcăminte de pe continentul nord-american au observat chiar din primele analize legătura dintre ocurențele de hidrocarburi și anticlinale, fapt consemnat de W. Logan în 1844. Aceasta înseamnă că în S.U.A. și în Canada, activitatea de descoperire a acumulărilor de țiței a fost subordonată, încă de la început, „teoriei anticlinale".

Datele de cunoaștere și mai ales rezultatele practice obținute în secolul trecut și în primele trei decenii ale secolului XX au demonstrat că numeroase ocurențe de țiței și gaze nu sînt controlate nici de anticlinale și nici de tectonica disjunctivă, ci se asociază lentilelor arenitice, discordanțelor stratigrafice, mai rar sinclinalelor și paleoreliefurilor. Importanța factorilor netectonici în realizarea condițiilor de capcană a fost sesizată, după Rittenhouse (1972), prima dată de către Carll, în 1880. Potrivit lui Brod (1951), primul om de știință care a descris o acumulare de tip litostratigrafic este Gubkin, în anul 1911. Levorsen (1967) afirmă că abia în 1934 Mc Coy și Keite au fost aceia care au atras atenția asupra rolului factorilor netectonici în formarea acumulărilor de hidrocarburi, fapt care i-a determinat să înlocuiască termenul de „teoria anticlinală"

cu cel de teorie structurală". Adoptat și de către Gubkin în anul 1937, acest termen includea, pe lîngă capcanele structurale și pe cele stratigrafice și litologice.

Dezvoltarea remarcabilă a activității de prospecțiune și explorare în anii care au precedat și, mai cu seamă, în perioada care a urmat celui de-al doilea război mondial, asociată cu marile progrese tehnologice și cu perfecționările realizate în sectorul ingineriei de zăcămînt, a pus oamenii de știință în fața unei imense diversități a condițiilor de capcană. Necesitățile de ordin teoretic și, mai ales, practic, au impus și impun, încă eforturi de sistematizare a diversităților constatate și, deci, a clasificării capcanelor de hidrocarburi pe baza unor criterii cît mai adecvate. De altfel, punctele de vedere asupra sistematizării capcanelor au variat în timp și, chiar, de la autor la autor. Cele mai frecvente criterii aduse în discuție de literatura de specialitate par a fi următoarele :

— vîrsta formării capcanelor (mezozoice, paleogene, miocene etc.) ;

— timpul de formare a capcanelor în raport cu faza de depunere (primare, secundare sau diagenetice) ;

— tipul petrografic al rocii-rezervor (clastice, carbonatice, eruptive etc.) ;

— mediul de depunere al rocilor colectoare (sedimentare marină, aluvială, eoliană etc.) ;

— tipul porozității rezervorului (intergranulare, fisurare, de dizolvare etc.) ;

— relațiile în timp dintre rezervor și bariera care-l închide (contemporane, după depunerea rezervorului) ;

— geometria sau forma capcanelor (boltite, de proeminențe sau praguri, de ecranare laterală, corpuri închise litologic) ;

— geneza capcanelor (stratigrafice, paleogeomorfice, litologice, diagenetice, hidrodinamice ș.a.).

Dintre criteriile menționate mai sus cel mai utilizat, la scară mondială, este factorul genetic, întrucît acesta permite prognozarea distribuției, frecvenței, dimensiunilor și chiar a formei capcanelor. În ultimul timp, țările socialiste optează pentru criteriul geometric de clasificare a capcanelor, deoarece acesta permite „alegerea metodologiei celei mai raționale de prospecțiune și explorare" a lor. Un punct de vedere similar este exprimat și de către Ministerul Industriei de Petrol al U.R.S.S. (Alexin et al., 1985). Cu toate acestea, în literatura geologică de specialitate publicată în U.R.S.S. (inclusiv sinteza semnată de Alexin et al., 1985), în alte țări socialiste, în Europa de vest, ca și în America de Nord predomină concepția și terminologia derivînd din aplicarea criteriului genetic. Este, de altfel, și opinia autorului articolului de față.

Acceptînd criteriul genetic și renunțînd la o serie de precizări și comentarii, s-ar putea spune că multitudinea de capcane cunoscute pînă în prezent în lume se concentrează în două grupe mari :

a — tectonice ori structurale și

b — netectonice sau nestructurale.

La rîndul lor, capcanele netectonice, care fac obiectul acestui articol, au fost ori sînt definite sub diferite denumiri :

— stratigrafice (Levorsen, 1936 ; 1967) ;

— stratigrafice și litologice (Brod, 1951) ;

— litostratigrafice (Ionescu, 1981 ; Stănescu, Sali, 1985) ;

— subtile (geologii nord-americani ; Paraschiv, 1975) ;

— subtile și obscure (Levorsen, 1966) ;

— netradiționale (Proniceva, Sirkov, 1985) ;

— neuzuale (unii geologi americani) ;

— neanticlinale (geologii sovietici) ;

— ascunse (Alexin et al., 1985).

Denumirile menționate, cărora se pot adăuga și altele, prezintă unele inconveniente în sensul că sînt depășite de volumul de informații și rezultate obținute după adoptarea lor, de stadiul cercetărilor într-o serie de bazine și zone geografice de pe Glob, precum și (uneori sau în parte) de evoluția concepțiilor geologice. De exemplu, conceptele de capcane „stratigrafice", „stratigrafice și litologice" sau „litostratigrafice", argumentate de Levorsen (1936, 1967), Brod (1951), Ionescu (1981), Stănescu, Sali (1985) etc. pornesc de la raționamentul că diferitele varietăți de capcane netectonice se formează ca urmare a variațiilor (deci a proceselor) ce intervin în contextul stratigrafic. În consecință, termenul „stratigrafic" devine foarte cuprinzător, întrucît el include nuanțe de tip litologic, paleogeomorfic, diagenetic etc., făcînd inoperantă și inutilă introducerea denumirilor respective în sistematizarea capcanelor (Stănescu, Sali 1985). Pe de altă parte, mai toți autorii citați admit existența unei categorii

aparte, respectiv capcanele „hidrodinamice", la care închiderea se realizează de către apa în mișcare. Acesta fiind raționamentul, atunci se pune întrebarea dacă deplasarea apei nu are și ea loc în același context stratigrafic. Mai mult decît atît, formarea capcanelor hidrodinamice nu are drept cauză numai dinamica fluidelor ci, mai ales, capilaritatea rocilor, element care ține, indiscutabil, de contextul stratigrafic. Și seria întrebărilor pe această temă ar putea continua. De exemplu, diferențierile postdepoziționale ale rocilor care pot duce la formarea unor capcane specifice (capcane diagenetice) se realizează într-un cadru stratigrafic, dar au la origine, într-o foarte mare măsură, factori tectonici, cum ar fi procesul de îngropare — însoțit de efecte termo-barice, procesul de fracturare — care determină fisurarea rocilor. În virtutea raționamentului amintit s-ar putea pune problema ca și capcanele tectonice să fie înglobate tot în grupa celor stratigrafice, întrucît ele au luat naștere printr-o diversificare geometrică a aceluiași context stratigrafic.

Denumirile de „subtile" ori „subtile și obscure" ale geologilor americani, adoptate și de autorul acestui articol cu mai mulți ani în urmă (Paraschiv, 1975), sînt și ele discutabile. În primul rînd pentru că orice capcană, fie și structurală, prezintă un oarecare grad de subtilitate, în raport cu complicațiile geologice și cu adîncimea. Nu mai departe cutele solzi și unitățile șariate ale ariilor mobile, prin excelență obiective de tip structural, prezintă subtilități și, mai ales, obscurități care depășesc pe cele ale multor capcane stratigrafice și litologice.

Termenii „tradiționale" și neanticlinale" înglobează o importantă doză de relativitate. Conținutul lor nu apare convingător de corelabil la scară globală, întrucît el reflectă stadiul cercetării la care a ajuns un bazin sau o zonă geografică oarecare. De exemplu, conceptul de capcane „neanticlinale" include capcanele litologice, capcanele stratigrafice și pe cele structurale — ecranate de accidente disjunctive. Utilizarea acestui termen este explicabilă în cazul teritoriului U.R.S.S., întrucît cercetarea obiectivelor ecranate de falii se află într-un stadiu incipient, situație similară cu cea a obiectivelor stratigrafice, litologice și hidrodinamice. În alte regiuni, inclusiv România, explorarea capcanelor ecranate de falii este, practic, încheiată și, ca atare, ele fac obiectul unei activități de rutină.

Termenul de capcane „neuzuale" pare să sugereze și o oarecare inoportunitate actuală și viitoare.

Avîndu-se în vedere considerațiile de mai sus, ar mai rămîne de luat în discuție conceptul de capcane „netectonice" sau „nestructurale". Utilizarea acestei denumiri este, de asemenea, neadecvată, întrucît orice capcană stratigrafică, litologică, diagenetică, hidrodinamică sau combinată se plasează într-un context structural, fie el pozitiv, negativ sau monoclinal. În atare situații, tectonicii îi revine rolul unui factor general, de fond.

În concluzie, rezultă că găsirea și folosirea unei expresii potrivite și indiscutabile pentru capcanele „netectonice" de hidrocarburi constituie o problemă dificilă. Aceasta fiind situația, în articolul de față se propune termenul de capcane „neclasice", înțelegînd prin acestea obiectivele generate de factori diverși, dintre care tectonicii (structurii) îi revine un rol subordonat. Utilizînd termenul respectiv, se mai înțelege că, la scară globală, obiectivele în discuție nu fac obiectul unei activități curente de rutină. Desigur, expresia „capcane neclasice" este și ea criticabilă, dar conținutul acesteia oferă posibilitatea unor corelări pe bazine și zone geografice.

La rîndul lui, grupul capcanelor neclasice include o multitudine de varietăți de spații închise, determinate de ponderea agenților care au contribuit la formarea lor. În general, diversitatea clasificării capcanelor s-a accentuat în timp, pe măsura acumulării de noi date științifice și practice. Clasificarea genetică a acestor obiective diferă, adesea, de la autor la autor. Uneori, aceasta apare, chiar jenant de complicată, îmbrăcînd un pronunțat caracter imaginar, ori trădînd neînțelegerea anumitor noțiuni preluate din disciplinele înrudite (geomorfologice, sedimentologice, hidrodinamică). Cu toate acestea, tipurile de bază se regăsesc în mai toate clasificările propuse, deosebirile majore ale sistematicilor respective constînd în rangul care se acordă anumitor varietăți de capcane.

Sintetizînd opiniile și propunerile formulate în literatura de specialitate din perioada 1975—1987, autorul articolului de față își menține,

în linii mari, schema propusă cu 13 ani în urmă (Paraschiv, 1975), cu toate că foarte puținele lucrări de acest gen apărute ulterior în țara noastră (Ionescu, 1981; Stănescu, Sali, 1985) au ignorat-o. Deosebirile constau, pe de-o parte, în separarea obiectivelor stratigrafice de cele litologice și acordarea, ambelor varietăți, rang de subgrupă, iar, pe de altă parte, în dezvoltarea subgrupei capcanelor diagenetice, date fiind frecvența și importanța lor dovedită în mai multe țări ale lumii. Se înțelege că această schemă, redată în cele ce urmează, are un caracter provizoriu, ea urmînd să fie completată și modificată în funcție de evoluția gradului de cunoaștere, de concepțiile geologice și de exigențele economice.

Clasificarea capcanelor neclasice

1. Capcane stratigrafice sau paleogeomorfice (adiacente discordanțelor):
   - a — situate sub discordanțe:
     - — trunchieri de strate,
     - — martori de eroziune,
     - — forme negative de relief,
     - — paleocarst;
   - b — situate deasupra discordanței:
     - — trunchieri de strate,
     - — efilări pe discordanțe,
     - — paleovăi colmatate;
   - c — situate de-o parte și de alta a discordanței: (tipuri combinate, aparținînd ambelor categorii menționate).
2. Capcane litologice (de facies):
   - a — în depozite terigene:
     - — lentile,
     - — cordoane litorale,
     - — paleodelte,
     - — turbidite,
     - — depuneri eoliene;
   - b — în depozite carbonatice:
     - — dolomite și calcare poroase, construcții carbonatice (bioherme, biostrome).
3. Capcane diagenetice:
   - a — în formațiuni terigene, metamorfice și eruptive:
     - — de compactare,
     - — de cimentare,
     - — de fisurare,
     - — de alterare;
   - b — în depozite carbonatice:
     - — de dolomitizare,
     - — de fisurare,
     - — de dizolvare.
4. Capcane hidrodinamice
5. Capcane combinate (combinații ale factorilor tectonici și nestructurali).

Pe marginea schemei propuse se impun cîteva considerații și explicații.

Subgrupa capcanelor stratigrafice s.s. include acele obiective care, după Levorsen (1936, 1967), Brod (1951) și alții, iau naștere ca urmare a întreruperii procesului de sedimentare. Această subgrupă se identifică cu capcanele „paleogeomorfice" (Martin, 1966), întrucît închiderea rezervorului se realizează pe planul de discordanță, adică pe suprafața paleoreliefurilor îngropate. Subgrupa aceasta cuprinde o mare varietate de capcane situate sub, deasupra ori de-o parte și de alta a discordanței.

Capcanele din subgrupa „litologice" s-au format datorită variației litologice laterale a rezervorului. În acest caz, spațiul poros permeabil este închis de către bariere impermeabile. După numeroși autori (Levorsen, 1936; 1967; Brod, 1951; Ionescu, 1981; Stănescu, Sali, 1985) aceste obiective sînt incluse în grupa capcanelor stratigrafice, primare. În clasificările geologilor sovietici (Alexin et al., 1985), obiectivele respective se regăsesc în subgrupa capcanelor neanticlinale. Ele mai sînt denumite capcane de porozitate (Forgotson, 1975) ori capcane de permeabilitate (Schneefolck, 1978) și echivalează, în parte, cu capcanele de capilaritate (Bolșakov, Tarkanova, 1986). Acest gen de spațiu închis este destul de frecvent atît în depozitele terigene, cît și în cele carbonatice. Din categoria ultimelor formațiuni fac parte și construcțiile carbonatice (depozitele recifale).

Subgrupa capcanelor diagenetice include spațiile închise ce au luat naștere ca urmare a proceselor de alterare postdepozițională, în condițiile în care zone ale acelorași strate au evoluat diferit în timpul îngropării. După cum se știe, diageneza poate mări porozitatea unor roci prin substituiri (ex. dolomitizarea), dispariția unor granule sau a cimentului. În același timp, însă, diageneza poate distruge permea-

bilitatea. Dacă pînă nu demult interesul economic al diagenezei se concentra asupra rocilor carbonatice, intensificarea studiului colectoarelor grezoase din ultimii ani, studiu impus de practicarea eficientă a ingineriei de zăcămînt a dus la extinderea impresionantă a acestor preocupări și în domeniul colectoarelor arenitice (Cant, 1986).

În literatura de specialitate a apărut, cu totul recent (Dobrînin, 1987), un nou termen, și anume acela de „ecrane termodinamice". Potrivit autorului citat, astfel de ecrane (se înțelege — capcane) sînt rezultatul colmatării unor roci slab poroase (mai ales calcare) cu produse epigenetice, în zona de oscilație a nivelului hidrostatic. Oscilațiile termo-barice ale scoarței, care au loc la perioade de circa 1 mil. ani, determină o variație a nivelului fluidelor, pe secțiuni de ordinul metrilor, în cazul secvențelor cu grosimi apreciabile (zeci ori sute de metri). Or, ecranele termodinamice, respectiv depunerea produselor epigenetice, se formează între valorile maxime și minime ale nivelului piezometric. Examinînd documentatul articol al lui Dobrînin (1987), rezultă că ecranele termodinamice sînt o varietate a capcanelor diagenetice.

Capcanele hidrodinamice (Hubbert, 1953) au luat naștere prin ecranările („water block") determinate de apa în mișcare și sub influența forțelor capilare. Ca urmare, astfel de obiective sînt definite în literatura de specialiate și „capcane de capilaritate" (Bolșakov, Tarkanova, 1986). Trebuie subliniat faptul că „water block-ul" (Masters, 1979) se formează în condițiile unei variații de porozitate (se înțelege — și permeabilitate) apărute atît în timpul depunerii sedimentelor, cît și în cadrul proceselor diagenetice. Dacă în anii '50 și '60 preocupările pentru astfel de ecrane erau destul de limitate, după descoperirea acumulărilor de hidrocarburi gigantice de pe continentul nord-american, cum ar fi Deep Basin (Masters, 1979), San Juan, Milck River (Cant, 1986), interesul pentru astfel de obiective a crescut enorm în toată lumea. Este de subliniat că supergigantul Deep Basin din Alborta se întinde pe o suprafață de circa 67 500 km^2 și are o rezervă de aproximativ 10 trilioane metri cubi de gaze, în timp ce rezerva zăcămîntului San Juan este de circa 500 miliarde metri cubi de gaze (Masters, 1979).

Capcanele combinate sînt rezultatul participării unui complex de factori genetici atît tectonici, cît și nestructurali. De altfel, în natură s-ar putea să nu existe nici o capcană „pură", în sensul subgrupelor definite mai înainte. Termenii adoptați vin să sublinieze, de fapt, factorul genetic care intervine cu participarea maximă ori caracteristică la formarea capcanelor. În fond, pentru respectarea adevărului și, mai ales, pentru simplificarea discuțiilor, toate condițiile geologice locale, favorabile acumulării fluidelor, ar putea fi denumite „capcane combinate" sau „capcane mixte".

Bibliografie

[1] Alexin, A., Hromov, V., Melnik, N. *Poiski zalejei nefti i gaza v lovuşkah neantiklinalnogo tipa.* Nedra, 199 pag., 1985, Moskva.

[2] Beca, C., Visoţki, I. *Geologia zăcămintelor de petrol și gaze.* Ed. tehnică, 638 pag., 1968, București.

[3] Bolșakov, V., Tarkanova, N. *Kapiliarnie-ekranirovannie zaleji U.V. v peşceanih kolektorah.* Gheol. nefti i gaza, 6, pag. 21—26, 1986, Moskva.

[4] Brod, I. *Zaleji nefti i gaza.* Gostsptehizdat, 374 pag., 1951, Moskva.

[5] Cant, D. *Diagenetic traps in sandstones.* B.A.A.P.G., 70/2, pag. 155—160, 1986, Tulsa.

[6] Dobrînin, V. *Termodinamiceskie pokriski zalejei nefti i gaza.* Gheol. nefti i gaza, 4, pag. 9—16, 1987, Moskva.

[7] Forgotson J. Jr., Forgotson, J. *Porosity pod concept for successful stratigraphic exploration of fine grained sandstones.* B.A.A.P.G., 59/7, pag. 1113—1125, Tulsa.

[8] Gavăt, I. *Geologia petrolului și a gazelor naturale.* Ed. didactică și pedagogică, 303 pag., 1964, București.

[9] Hubbert, M. *Entrapement of petroleum under hydrodynamic conditions.* B.A.A.P.G., 37/5, pag. 839—851, 1953, Tulsa.

[10] Ionescu, N. *Condițiile acumulării hidrocarburilor în capcane litostratigrafice și posibilitățile seismometriei la prospectarea zăcămintelor de acest tip, pe selfuri, cu privire specială la Banat (România).* St. tehn.-ec., D/13, 144 pag., 1981, București.

[11] Levorsen, A. *The obscure and subtle traps.* B.A.A.P.G. 50/10, pag. 2058—2067, 1968, Tulsa.

[12] Levorsen, A. *Geology of petroleum.* Second-edition, W. A. Freeman and Co., 724 pag., 1967, San Francisco.

[13] Martin, R. *Paleogeomorphology and its application to exploration for oil and gas (with exemples from Western Canada).* B.A.A.P.G., 50/10, pag. 2277—2311, 1966, Tulsa.

[14] Masters, J. *Deep Basin gas trap. Western Canada.* B.A.A.P.G., 63/2, pag. 152—181, 1979, Tulsa.

[15] Paraschiv, D. *Tipuri de capcane cu petrol și gaze în România.* Mine, Petrol și Gaze, nr. 6, pag. 270—279, 1975, București.

[16] Proniceva, M., Skirkov, V. *Paleogheomorfologhiceskie issledovaniia pri neftegazopoiskovih rabotah.* Gheol. nefti i gaza, 9, pag. 58—60, 1985, Moskva.

[17] Rittenhouse, G. *Stratigraphic traps classification.* Stratigraphic oil and gas fields. B.A.A.P.G., 56/1, pag. 11—27, 1972, Tulsa.

[18] Stănescu, V., Sali, L. *Probleme fundamentale ale capcanelor stratigrafice și litologice.* Manuscris 1984, Arhiva Ministerului Petrolului, București.

Doctor inginer **AUREL LĂPUȘCĂ**

În ziua de 16 aprilie 1988 s-a stins fulgerător din viață doctor inginer **AUREL LĂPUȘCĂ**, directorul general al Centralei minereurilor Deva.

Născut la 2 septembrie 1929, în comuna Pecica, județul Arad, Aurel Lăpușcă a început învățătura de carte la școala primară din comuna sa natală, a continuat liceul la Arad, iar în anul 1953 a absolvit Institutul de Mine din București, remarcîndu-se prin rezultate deosebite în anii de studenție, fapt pentru care i s-a atribuit o bursă republicană.

Cariera de inginer minier și-o începe la Întreprinderea minieră Rușchița din Banat, continuînd-o la Întreprinderea minieră Barza din Munții Apuseni, unde urcă pe toate treptele ierarhice, de la șef de sector la director de întreprindere. În anul 1969 este promovat în funcția de director general al Centralei minereurilor Deva, care coordonează activitatea minelor și uzinelor de preparare a minereurilor din șase județe ale țării.

Muncește cu entuziasm, se dăruiește profesiunii de inginer minier pe care a servit-o timp de 35 de ani, este apreciat pentru rezultatele obținute în activitatea pe care a desfășurat-o, fiind distins cu ordine și medalii ale Republicii Socialiste România.

Pasionat de ridicarea nivelului de pregătire profesională, teoretică și practică, în anul 1971, după laborioase analize, studii și cercetări, Aurel Lăpușcă susține la Institutul de Mine Petroșani teza de doctorat cu tema *Stabilirea metodei de lucru pentru reducerea diluției și a pierderilor de substanțe utile la exploatarea zăcămintelor cu filoane subțiri și foarte subțiri de tip Barza*, conferindu-i-se titlul de doctor inginer.

În perioada anilor 1978—1984 lucrează în Ministerul Minelor ca adjunct al ministrului, coordonînd activitatea unităților miniere din sectorul de minereuri metalifere, sare și substanțe nemetalifere, apoi revine la Centrala minereurilor Deva, reluînd funcția de director general al acesteia.

De întreaga activitate a doctorului inginer Aurel Lăpușcă, în special după venirea sa la Centrala minereurilor Deva, se leagă dezvoltarea capacităților de producție în toate întreprinderile centralei, mai ales deschiderea de noi unități miniere, cum sînt Valea Morii — Brad, Coranda Certej și altele.

Sub conducerea lui Aurel Lăpușcă se pun bazele și începe activitatea de producție în marile obiective pentru valorificarea minereurilor cuprifere de la Moldova Nouă, din Banat, și de la Roșia Poieni, din Munții Apuseni.

Realizările obținute în activitatea desfășurată de Aurel Lăpușcă reprezintă rodul priceperii, voinței și optimismului de care a dat dovadă în toate acțiunile pe care le-a întreprins.

Specialist de temeinică pregătire, conducător destoinic, foarte apropiat de toți colaboratorii săi — mineri, maiștri, tehnicieni, ingineri, economiști — doctor inginer Aurel Lăpușcă a constituit un exemplu de competență, conștiinciozitate, dăruire profesională și, în același timp, de modestie.

Trecerea lui în neființă a produs o grea pierdere pentru industria extractivă minieră din țara noastră, pentru toți aceia cu care a lucrat.

Colaboratorii săi, toți cei din Ministerul Minelor și din unitățile miniere care l-au cunoscut pe cel care a fost omul, inginerul, îndrumătorul și conducătorul **AUREL LĂPUȘCĂ**, îi vor păstra o vie și frumoasă amintire.

ORSZÁGOS MŰSZAKI INFORMÁCIÓS KÖZPONTES KÖNYVTÁR 1883

MINISTERUL MINELOR

centrul de cercetari, inginerie tehnologica si proiectari pentru securitate miniera

PETROSANI 2675 Str. Dr. Petru Groza Nr.32-34

Telefon 41621-41622

EXECUTA CERCETARI FUNDAMENTALE SI APLICATIVE IN DOMENIILE:

• aeraj şi climatizarea minelor, ventilaţie industrială • prevenirea şi combaterea pericolului acumulărilor de metan, a altor gaze şi pulberi explozive sau toxice, fenomene gazodinamice • tehnologia lucrărilor de împuşcare, materiale explozive • asigurarea condiţiilor de mediu la locurile de muncă - combaterea prafului, a zgomotului şi vibraţiilor • prevenirea şi combaterea focurilor endogene • normative, cauzalitatea accidentelor • materiale de propagandă de protecţie a muncii (afişe, broşuri, diafilme) • psihologia muncii în industria minieră • electrosecuritatea în industria minieră • verificarea şi atestarea protecţiei antiexplozive • pericolul încărcării electrostatice • instalaţii de automatizare, telecomunicaţii, telecontrol, metanometre pentru industria minieră • prevenirea, detectarea şi combaterea incendiilor • combaterea poluării atmosferei de către industria minieră • analize fizico-chimice, verificări avizări privind parametrii de securitate, expertize tehnice, asistenţă tehnică de specialitate • salvare minieră.

CCITPSM

MINISTERUL MINELOR
CENTRALA MINEREURILOR
BAIA MARE

UUMR

Uzina de Utilaj Minier şi Reparaţii BAIA MARE

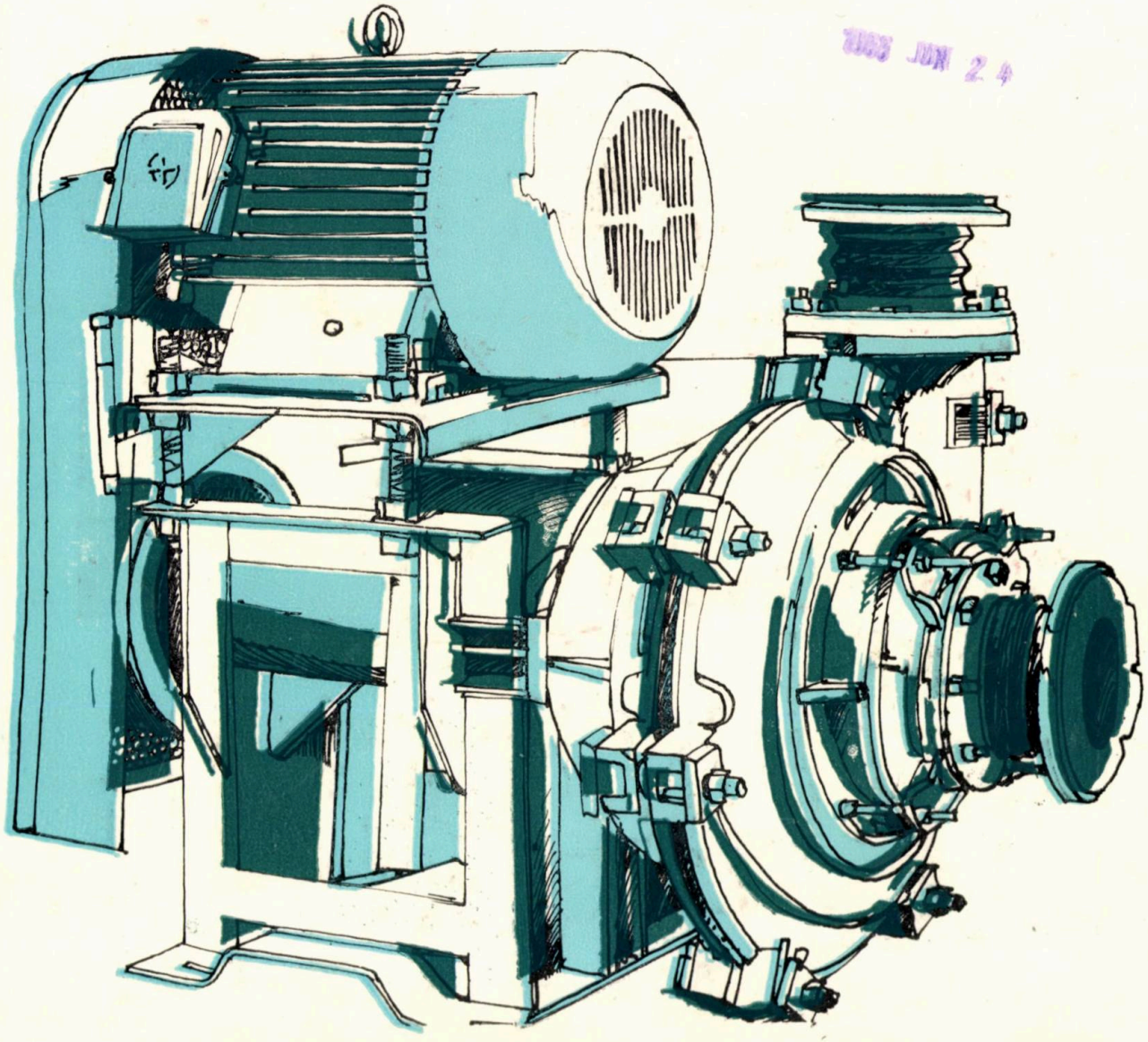
Str. Forestierului 213
Telefon 15340, telex 33275

Produce şi livrează pe bază de comandă fermă:

UTILAJE PENTRU INDUSTRIA MINIERA:
- perforatoare grele PG-80;
- motoare pneumatice cu piston MP-3 şi lamelare L-12;
- colivii de extracţie mono, bi şi trietajate;
- vagoneţi autobasculanţi de 1,5 m^3.

UTILAJE PENTRU UZINELE DE PREPARARE:
- pompe de tulbureală cauciucate cu debite 50....600 m^3/h şi înălţimi de refulare 10....43 m;
- celule de flotare cu insuflare de aer şi cu autoaeraţie de 3 m^3;
- hidrocicloane cauciucate Ø 150, 300, 450 mm;
- agitatoare cauciucate 3,5 şi 10 m^3.

PIESE DE SCHIMB SI REPARATII DE UTILAJE MINIERE.



E 1445

MINE
PETROL
GAZE

BUCUREŞTI – ROMÂNIA ★ Vol. 39, iulie 1988

7

ICITPMN

INSTITUTUL DE CERCETĂRI, INGINERIE TEHNOLOGICĂ ŞI PROIECTĂRI PENTRU MINEREURI NEFEROASE – BAIA MARE

Str. Dr. Victor Babeş, nr. 62; Telefon: 30412; 23483; 23381. Cod : 77.51.74. Jud. Maramureş
ROMÂNIA

EXECUTĂ ŞI OFERĂ

BENEFICIARILOR INTERNI ŞI EXTERNI :

LUCRĂRI DE CERCETARE ŞI DOCUMENTAŢII TEHNICO–ECONOMICE DE PROIECTARE ÎN DOMENIUL EXTRACŢIEI ŞI PRELUCRĂRII ZĂCĂMINTELOR DE MINEREURI NEFEROASE ŞI AUROARGENTIFERE PENTRU:

● sisteme şi metode de exploatare, săpare, susţinere, perforare şi împuşcare a lucrărilor miniere, inclusiv studii de mecanica rocilor şi dirijarea presiunilor miniere. ● stabilirea gradului de prăfuire şi combaterea prafului, de microclimat în subteran şi uzine de preparare, inclusiv studii de medicină minieră pentru prevenirea şi combaterea îmbolnăvirii profesionale ● tehnologii de preparare a substanţelor minerale utile şi de prelucrare prin procedee neconvenţionale a minereurilor şi produselor polimetalice sărace sau reziduale în condiţii de laborator, micropilot, pilot, semiindustrial şi industrial ● sinteze şi experimentări de noi reactivi pentru prelucrare prin flotaţie şi procedee neconvenţionale a substanţelor minerale utile ● documentaţii pentru utilaje, mecanizare şi automatizare a proceselor tehnologice din subteran şi uzine de preparare ● protecţia mediului înconjurător, depoluarea apelor de mină şi reziduale de la uzinele de preparare ● analize economice, optimizări ale proceselor de producţie, organizarea ştiinţifică a producţiei şi a muncii, ergonomie şi psihosociologia muncii, prognoze ale dezvoltării ştiinţei şi tehnicii în domeniul extracţiei şi prelucrării minereurilor neferoase ● documentaţii tehnico-economice de investiţii pentru obiective miniere şi de preparare.

MAI EXECUTĂ ŞI OFERĂ :

– *analize chimice şi fizice prin metode spectrale, fotometrice ş.a., analize şi studii mineralogice, analize de uleiuri şi reactivi;*
– *lucrări cu izotopi radioactivi;*
– *prototipuri de mică serie şi unicate ale unor utilaje şi aparate pentru minerit şi preparare.*

ACORDĂ ASISTENŢĂ TEHNICĂ

pentru îmbunătăţirea fluxurilor tehnologice, modernizarea instalaţiilor în subteran şi uzine de preparare, valorificarea în producţie a cercetărilor încheiate şi la punerea în funcţiune a obiectivelor economice proiectate în cadrul institutului.

MINE, PETROL ŞI GAZE

ORGAN AL MINISTERULUI MINELOR ŞI AL MINISTERULUI PETROLULUI

ANUL XXXIX

Nr. 7 1988

INFORMÁCIÓS KÖNYVTÁR BUDAPEST

CUPRINS

Fotă, D., Medveş, E., Ioniţă Mariana, Petrescu, A. **Influenţa geometriei şi cinematicii echipamentelor de susţinere mecanizată a abatajelor asupra distribuţiei tensiunilor în principalele subansamble constructive şi în masivul de roci înconjurătoare** 322

Preda, A., Caramele, V., Gheorghe, I., Banetti, I. **Instalaţie pentru devierea jetului şi scurtarea conductei de rambleu** 332

Preloşek, V., Bălan, I. T., Diaconu, V. **Sistem de blocare a combinelor pe transportor** 334

Holinschi, M., Tat, S. **Posibilităţi de împuşcare în condiţii de siguranţă şi eficienţă în zăcămintele de sulf** 335

Kruppa, V., Petrov Viorica, Cişmaş, I., Loy, Z. **Consolidarea prin procedee fizico-chimice a rocilor instabile** 337

Cucuiat, M., Ciovîrnache, V., Maer, A., Georgescu, A., Manolache, T. **Menţinerea capacităţii de adsorbţie a cărbunilor activi — condiţie principală pentru obţinerea unor recuperări avansate de gazolină din gazele petroliere** 343

Frunzescu, D., Georgescu, O., Beca, C. **Rezervoare de hidrocarburi în fundamentul fisurat magmatic şi metamorfic pe glob (I)** 349

Pîrcălăbescu, I. D., Nistor, I. **Modificări ale sistemului de hidrocarburi în combustia subterană** 357

Informaţii

Simpozion *Cercetări teoretice şi experimentale pentru perfecţionare utilajului petrolier* 363

COLEGIUL DE REDACŢIE

Preşedinte: ing. **Vasile-Gheorghe Scripăţ-Florescu**; *vicepreşedinţi:* dr. ing. **Gheorghe Aldea** şi ing. **Traian Cojocaru**; *membri:* ing. **Teodor Boru**, ing. **Gheorghe Boteanu**, ing. **Alexandru Butac**, ing. **Minea Ene**, prof. dr. ing. **Dumitru Fodor**, dr. ing. **Iancu Geangălă**, ing. **Gheorghe Giuclea**, ing. **Ion Gâf-Deac**, dr. ing. **Mircea Guran**, ing. **Ion Mărăscu**, ing. **Ion Mitrea**, dr. ing. **Florea Neagu**, ing. **Nicolae Pantilie**, ing. **Mircea Refec**, ing. **Aurel Sandu**, dipl. univ. **Elena Vrânceanu**, *redactor.*

REZUMATE

Fotă, D. ş.a. *Influenţa geometriei şi cinematicii echipamentelor de susţinere mecanizată a abatajelor asupra distribuţiei tensiunilor în principalele subansamble constructive şi în masivul de roci înconjurătoare*

Se analizează variaţia tensiunilor ce iau naştere în principalele subansamble ale susţinerilor mecanizate şi a parametrilor cinematici ai acestora funcţie de variaţia geometriei secţiilor de susţinere la diverse înălţimi de lucru şi în anumite condiţii geomecanice date. Analiza s-a făcut cu ajutorul unui program pe calculator şi pe modele fotoelastice, obţinîndu-se, în final, domeniile de înălţimi de lucru adecvate pentru fiecare tip de susţinere şi căile de îmbunătăţire a funcţionalităţii susţinerilor analizate. Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 7, 1988

C.Z. 622.273.217

Preda, A. ş.a. *Instalaţie pentru devierea jetului şi scurtarea conductei de rambleu*

În vederea creşterii capacităţii de rambleiere şi realizării unui grad ridicat de umplere a spaţiului excavat, s-a conceput şi realizat o instalaţie de deviere a jetului şi scurtarea conductei de rambleu, prezentîndu-se descrierea, caracteristicile tehnice şi deservirea acesteia.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 7, 1988

C.Z. 622.232.8

Preloşek, V., Bălan, I. T., Diaconu, V. *Sistem de blocare a combinelor pe transportor*

Sînt redate descrierea constructivă, caracteristicile tehnice şi descrierea funcţionării unui sistem de blocare a combinei pe transportor, în cazul ruperii lanţului de tracţiune. Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 7, 1988

C.Z. 622.235 : 622.807

Holinschi, M., Tat, S. *Posibilităţi de împuşcare în condiţii de siguranţă şi eficienţă în zăcămintele de sulf*

În urma experimentărilor efectuate în tuneluri, s-a definitivat o tehnologie de împuşcare, în condiţii de siguranţă, care prevede utilizarea explozivului de siguranţă faţă de sulf sau a explozivilor ordinari sub protecţia unui nor de ceaţă creat prin explodarea în avans a unor saci umpluţi cu apă.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 7, 1988

C.Z. 622.257: 622.267

Kruppa, V. ş.a. *Consolidarea prin procedee fizico-chimice a rocilor instabile*

Autorii analizează stadiul cercetărilor privind stabilirea liantului indicat a fi folosit în consolidarea rocilor, precum şi tehnologia de lucru pentru injectarea acestuia în micro şi macrofisuri. Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 7, 1988

C.Z. 66.067.326

Cucuiat, M. ş.a. *Menţinerea capacităţii de adsorbţie a cărbunilor activi — condiţie principală pentru obţinerea unor recuperări avansate de gazolină din gazele petroliere*

Se analizează influenţa apei, a hidrocarburilor grele, a compuşilor cu sulf şi a calităţii aburului asupra capacităţii de adsorbţie a cărbunelui activ utilizat în instalaţiile de degazolinare. Pe baza unor determinări de laborator şi în instalaţii industriale se stabileşte modul în care trebuie aplicat procesul de degazolinare pentru menţinerea unei valori ridicate a capacităţii de adsorbţie a cărbunelui, în vederea recuperării a minimum 80% din propan şi minimum 95% din o nologii superiori existenţi în gaze.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 7, 1988

C.Z. 553.982.288

Frunzescu, D., Georgescu, O., Beca, C. *Rezervoare de hidrocarburi în fundamentul fisurat magmatic şi metamorfic pe glob* (I)

Autorii îşi propun detalierea unor probleme legate de rezervoarele de hidrocarburi din fundamentul fisurat magmatic şi metamorfic dovedite a avea o deosebită importanţă economică în multe locuri de pe glob. În această primă parte se prezintă geneza şi tipurile posibile de fisuri, foliaţia, ce conferă calitatea de colector a rocilor din fundament. Se fac consideraţii asupra caracteristicilor de frecvenţă, extindere, rugozitate, grad de deschidere cu implicaţii asupra permeabilităţii pentru hidrocarburi. Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 7, 1988

C.Z. 662.27

Pîrcălăbescu, I. D., Nistor, I. *Modificări ale sistemului de hidrocarburi în combustia subterană*

Distilarea fracţionată a ţiţeiului, neinfluenţat şi influenţat de combustia subterană, obţinerea smoalei şi a cocsurilor pun în evidenţă modificări ale sistemului de hidrocarburi. Cercetarea roentgenostructurală şi chimico-spectrală de emisie asupra cocsurilor scoate în evidenţă modificări ale sistemului de hidrocarburi în combustia subterană.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 7, 1988

Simpozion *Cercetări teoretice şi experimentale pentru perfecţionarea utilajului petrolier* Mine, Petrol, şi gaze, vol. 39, nr. 7, 1988

CONTENTS

C.Z. 622.285

Fotă, D. et al. *The influence of the powered support geometry and kinematics upon the distribution of tensions in the main constructive aggregates as well as in the surrounding rock massif*

The variation of tensions which appear in the main aggregates of the powered supports and their kinematic parameters is analysed, function of the differences in the geometry of sections of support at different work heights in some given geomechanical conditions. The analysis was made by means of a computer program and photoelastic models; in the end, the right work heights for each type of support and the way to improve the efficiency of the analysed supports were established.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 7, 1988

C.Z. 622.273.217

Preda, A. et al. *Installation for the deviation of the water spray and the shortening of the filling material conduit*

In order to raise the filling capacity and to achieve a high degree of filling the excavated space, an installation for the deviation of the water spray and the shortening of the filling material conduit was conceived and created, at the same time presenting its description, technical characteristics and service.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 7, 1988

C.Z. 622.232.8

Preloşek, V., Bălan, I. T., Diaconu, V. *A system for the stopping of the cutting machine on the conveyor*

The constructive description, technical characteristics and running of a system for the stopping of the cutting machine on the conveyor are described, in case the chain breaks.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 7, 1988

C.Z. 622.235 : 622.807

Holinschi, M., Tat, S. *Blasting possibilities in conditions of security and efficiency in sulphur deposits*

As a result of tests carried out in tunnels, a blasting technology has been achieved, in conditions of security, which mentions the utilisation of the security explosive charge for sulphur deposits or that of conventional explosives, under the protection of clouds of fog, created by the previous blowing of water filled bags.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 7, 1988

C.Z. 622.257: 622.267

Kruppa, V. et al. *The consolidation of instable rocks by physico-chemical methods*

The authors analyse the stage of research work concerning the determination of the right binder for the consolidation of rocks as well as the work technology for its injection in micro and macrostructures.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 7, 1988

C.Z. 66.867.426

Cucuiat, M. et al. *The maintaining of the adsorbtion capacity of active carbon — a main condition for increased recuperations of gasolin from oil gases.*

The influence of water, heavy hydrocarbons, sulphur compounds and steam quality on the adsorbtion capacity of active carbon utilized in the degasolination installations is analized. On the basis of laboratory and industrial instalations determinations, the way in which the degasolinaltion process must be applied in order to maintain a raised value of the adsorbtion capacity of carbon is established with a view to recuperate a minimum of 80% propane and minimum 95% of superior homologues existng in gases.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 7, 1988

C.Z. 553.982.288

Frunzescu, D., Georgescu, O., Beca, C. *Hydrocarbon reservoires in the magmatically and metamorphically fissured fundament in the world (I)*

The authors propose to relate in detail some problems in connection with the hydrocarbon reservoires in the magmatically and metamorphically fissured fundament, which are proved to have an outstanding economic importance, in many places all over the world. In this first part the genesis, foliation and possible types of fissures, are presented which confer the rocks in the fundament the quality of collector. Considerations are made concerning the frequency, extension, rugosity and opening degree characteristics, which influence the permeability for hydrocarbons.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 7, 1988

C.Z. 622.67

Pârcălăbescu, I. D., Nistor, I. *Changes of the hydrocarbon system in underground combustion*

The fractional distillation of crude oil, under or without the influence of underground combustion, the preparation of tar and coke, emphasize changes of the hydrocarbon system. The roentgenostructural and chemico-spectral research work emphasize the modifications of the hydrocarbon system in underground combustion.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 7, 1988

Symposium: *Theoretical and experimental research work concerning the improvement of the equipment for the oil industry*

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 7. 1988

СОДЕРЖАНИЕ

C.Z. 622.285

Фотэ, Д. и др. *Влияние геометрии и кинематики оборудования механического крепления забоев на распределение напряжений в главные конструктивные узлы и массив вмещающих пород*

Анализировано изменение образованных напряжений в главных узлах механических крепей и кинематических параметров в зависимости от изменения геометрии секций крепи на разных высотах работы и при разных геомеханических условиях. Анализ осуществлён с помощью вычислительной программы и на фотоэластичных моделях в конце получая области рабочих высот, соответствующих для каждого типа крепи, и пути улучшения функциональности механических крепей.

Ключевые слова: влияние, соотношение, механические крепи, напряжение, массив, параметры.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 7, 1988

C.Z. 622.273.217

Преда, А. и др. *Установка для отвода струи и укорочения закладочного трубопровода*

В виду повышения закладочной мощности и получения высокого уровня наполнения выработанного пространства проектирована и осуществлена установка для отвода струи и укорочения закладочного трубопровода. Описаны состав, технические характеристики и техническое обслуживание установки.

Ключевые слова: установка, закладочный трубопровод, отвод, струя, технические характеристики.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 7, 1988

C.Z. 622.232.8

Прелошек, В., Бэлан, И. Т., Диякону, В. *Система блокировки комбайнов на конвейере*

Представлены конструктивные и технические характеристики и работа системы блокировки комбайна на конвейере в случае обрыва тяговой цепи.

Ключевые слова: система, блокировка, тяговая цепь, комбайн, конвейер.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 7, 1988

C.Z. 622.235 : 622.807

Холински, М., Тат, С. *Возможности взрывания в условиях безопасности и эффективности в серовых месторождениях*

Экспериментами, осуществленными в тоннелях усовершенствована технология взрывания в безопасных условиях, предусматривающая использование безопасных взрывных материалов или обычных взрывных веществ под защитой облака дымки, полученного предыдущим взрывом мешков, заполненных водой.

Ключевые слова: взрывание, безопасность, эффективность, серовые месторождения, защита, дымка.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 7, 1988

C.Z. 622.257: 622.267

Круппа, В. и др. *Упрочнение неустойчивых пород физико-химическими способами*

Авторы анализируют стадию исследований об установлении свяжущего материала, используемого для упрочнения пород, а также технология работы для его нагнетания в микро и макротрещины.

Ключевые слова: упрочнение, неустойчивые породы, способ, исследования, технология, трещины.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 7, 1988

C.Z. 66.067.326

Кукуят, М. и др. *Содержание адсорбционноспособности активных углей — главное условие для получения значительных рекуперации газолина из нефтяных газов*

Анализировано влияние воды, тяжёлых углеводородов, серных соединений и качества пара на адсорбционноспособность активного угля, используемого в установках удаления газолина. На основе лабораторных экспериментов и в промышленных установках установлен способ удаления газолина для содержания повышенного значения способности адсорбции угля в виду рекуперации макс. 80% пропана и мин. 95% лучших омологов, находящих в газах.

Ключевые слова: содержание, способность, адсорбция, активный уголь, удаление газолина, эксперименты, рекуперация.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 7, 1988

C.Z. 553.982.288

Фрунзеску, Д., Джёрджеску, О., Бека, К. *Углеводородные резервуары в трещиноватом магматическом и метаморфическом фундаменте на земном шаре* (I)

Авторы представляют целью подробный анализ некоторых вопросов, связанных с углеводородными резервуарами трещиноватого магматического и метаморфического фундамента, большого экономического значения в разных точках шара. В первой части статьи представлены генезис и возможные типы трещин, листовидность, которые придают месторождению качество коллектора. Даны соображения о характеристиках частоты, расширения, шероховатости, степени вскрытия и их следствия над проницаемости для углеводородов.

Ключевые слова: углеводороды, резервуары, фундамент, генезис, характеристики.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 7, 1988

C.Z. 662.27

Пыркэлэбеску, И. Д., Нистор, И. *Изменения углеводородной системы при подземном сжигании*

Фракционная дистилляция нефти повлиянной и неповлиянной подземным сжиганием, получение смолы и коксов выявляют изменение системы углеводородов. Рёнтгено-структурное и химико-спектральное эмиссионное исследование коксов также выявляет изменения системы углеводородов при подземном сжигании.

Ключевые слова: углеводородная система, подземное сжигание, нефть, исследование.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 7, 1988

Симпозиум *Теоретические и экспериментальные исследования для совершенствования нефтяного оборудования*

INHALT

C.Z. 622.285

Fotă, D. et al. *Der Einfluss der Geometrie und der Kinematik der Strebausbauausrüstungen auf die Druckverteilung auf die Hauptbaugruppen und in das Nebengestein*

Überprüft werden die Druckschwankungen die in den Hauptbaugruppen der mechanisierten Ausbauaus-srüstungen auftreten, die Schwankung deren kinematischen Parameter, von der Variation der Geometrie der Ausbauschilder auf verschiedenen Bauhöhen und in bestimmten gegebenen geomechanischen Verhältnissen abhängend. Die Untersuchung erfolgte mit Hilfe eines Rechnerprogrammes und auf photoelastischen Modellen, wobei am Ende die entsprechenden Bauhöhenbereiche für jeden Ausbautyp sowie die Verbes-

serungswege der Funktionalität der studierten Ausbauausrüstungen erhalten wurden.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 7, 1988

C.Z. 622.273.217

P r e d a et al. *Vorrichtung für die Strahlabweichung und die Verkürzung der Spülversatzleitung*

Zwecks der Erhöhung der Versatzleistung und die Erreichung eines hohen Füllungsgrades des Alten Mannes, wurde eine Vorrichtung für die Strahlabweichung und die Verkürzung der Versatzleitung entwickelt und ausgeführt, wobei ihre Beschreibung, technische Charakteristiken und Betätigungsweise vorgestellt werden.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 7, 1988

C.Z. 622.232.8

P r e l o ş e k, V., B ă l a n, I. T., D i a c o n u, V. *System für die Arretierung der Schrämmwalzenlader auf den Förderer*

Vorgestellt wird die konstruktive Beschreibung, die technischen Charakteristiken und die Funktion eines Systems für die Arretierung der Schrämmwalzenlader auf den Förderer, im Falle eines Zugkettenbruches.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 7, 1988

C.Z. 622.235 : 622.207

H o l i n s c h i, M., T a t, S. *Sprengmöglichkeiten in Sicherheits- und Effizienzbedingungen in Schwefellagerstätten*

Folge der in Tunnelen durchgeführten Versuche wurde eine Sprengtechnologie in Sicherheitsbedingungen entwickelt, welche die Verwendung des Sicherheitsstoffes gegenüber Schwefel, oder der ordentlichen Sprengstoffe, unter dem Schutz einer, durch das vorzeitige Sprengen einiger mit Wasser gefüllten Säcke erzeugten Nebelwolke, vorsieht.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 7, 1988

C.Z. 622.257: 622.267

K r u p p a, V. et al. *Konsolidierung der unstabilen Gesteine durch physikalisch-chemischen Verfahren*

Die Verfasser überprüfen den Stand der Untersuchungen betreffend die Feststellung des geeigneten Bindemittels für die Konsolidierung der Gesteine, sowie die Arbeitstechnologie für dessen Einspritzen in Mikro- und Makrorissen.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 7, 1988

C.Z. 66.067.326

C u c u i a t, M et al. *Die Gleichhaltung des Adsorptionsvermögens der Aktivkohle — Hauptbedingung für die Erhaltung von hohen Gasolinrekuperationen aus Erdölgasen*

Überprüft wird der Einfluss des Wassers, der schweren Kohlenwasserstoffe, der Schwefelverbindungen und der Qualität des Dampfes auf das Adsorptionsvermögen der in den Gasolingewinnungsanlagen angewendeten Aktivkohle. Auf Grund einiger Laborbestimmungen und in industriellen Anlagen wird die Art und Weise bestimmt, in welchen das Gasolingewinnungsverfahren, für die Einhaltung des Hochwertes des Adsorptionsvermögens der Kohle angewendet werden muss, um mindestens 80% aus Propan und mindestens 95% aus den in den Gasen vorhandenen höheren Homologen zu gewinnen.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 7, 1988

C.Z. 553.982.288

F r u n z e s c u, D. G e o r g e s c u, O., B e c a, C. *Kohlenwasserstofflagerstätten in dem magmatisch und metamorphisch gerissenenen Fundament, weltweit (I)*

Die Verfasser schlagen die eingehende Beschreibung einiger Probleme bezogen auf den Kohlenstofflagerstätten in dem magmatisch und metamorphisch gerissenen Fundament, vor, welche eine besondere wirtschaftliche Bedeutung in verschiedenen Stellen der Welt aufweisen. In diesem ersten Teil wird die Entstehung und die möglichen Rissarten, die Abblätterung vorgestellt, welche die Sammlereigenschaft dem Gestein im Fundament zuordnen. Betrachtungen über die Häufigkeit, Ausdehnung, Rauhigkeit, Aufschlussgrad mit Implikationen auf die Permeabilität für die Kohlenwasserstoff werden gemacht.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 7, 1988

C.Z. 662.67

P â r c ă l ă b e s c u, I. D., N i s t o r, I. *Änderungen des Kohlenwasserstoffsystems in der untertägigen Kombustion*

Die fraktionierte Distillation des Erdöls, ohne und mit dem Einfluss der untertägigen Kombustion, die Gewinnung des Pechs und der Kokse, bestätigt durch die röntgeno-strukturelle und chemisch- spektrale Emissionsuntersuchung der Kokse, weist die Änderungen des Kohlenwasserstoffsystems in der untertägigen Kombustion, auf.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 7, 1988

S y m p o s i u m *Theoretische und experimentelle Forschungen für die Verbesserung der Ölausrüstungen*

SOMMAIRE

C.Z. 622.285

F o t ă, D. et al. *L'influence de la géometrie et de la cinématique des equipements de soutènement marchant sur la distribution des tensons dans les principaux sous-ensembles constructifs et dans le massif des roches entourantes*

On analyse la variation des tensions qui se forment dans les principaux sous-ensembles des soutènements marchants et des paramètres cinématiques de ceux-ci en fonction de la variation de la géometrie des sections de soutènement à différentes hauteurs de travail et dans certaines conditions géo-méchaniques données. L'analyse a été faite à l'aide d'un programme de calculateur et sur des modèles fotoélastiques obtenant finalement les domaines des hauteurs de travail adéquates pour chaque type de soutènement et les modes d'amélioration de la fonctionalité des soutènements analysés.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 7, 1988

C.Z. 622.273.217

P r e d a, A. et al. *Installation pour la déviation du jet et le raccourcissement du tuyau de remblai*

En vue de l'augmentation de la capacité de remblayage et la réalisation d'un degré élevé de remplissage de l'éspace excavé, on a conçu et réalisé une installation de déviation du jet et de raccourcissement du tuyau de remblai, en présentant la déscription, les caractéristiques téchniques et l'entretien de celle-ci.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 7, 1988

C.Z. 622.232.8

Preloşek, V., Bălan, I. T., Diaconu, V. *Système de blocage des combines sur le transporteur*

On présente la description constructive, les caractéristiques techniques et la déscription du fonctionnement d'un système de blocage de la combine sur le transporteur, dans le cas de la rupture de la chaine d'attélage.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 7, 1988

C.Z. 622.235 : 622.807

Holinschi, M., Tat, S. *Possibilités de tir dans des conditions de sûreté et éfficience dans les gisements de soufre*

Par la suite des experimentations éfectuées dans des tunnels spéciaux on a définitivé une téchnologie de tir, dans des conditions de sûreté, qui prévoit l'utilisation de l'explosif de sûreté envers le soufre ou des explosifs communs sous la protéction d'un nuage de brouillard créé par l'explosion en avanse de quelques sacs remplis avec de l'eau.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 7, 1988

C.Z. 622.257: 622.267

Kruppa, V. et al. *La consolidation par des processus physiques-chimiques des roches instabiles*

Les auteurs analysent le stade des recherches concernant l'établissement du liant indiqué pour être utilisé à la consolidation des roches, de même que la technologie de travail pour l'injéction de celui-ci dans les micro- et macrofissures.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 7, 1988

C.Z. 66.067.326

Cucuiat, M. et al. *La préservation de la capacité d'absorbtion des charbons actifs — condition primordiale pour obtenir de certains récupérations avansés de gasoline des gaz petrolière*

On analyse l'influence de l'eau, des hydrocarbures lourds, des composés à soufre et de la qualité des vapeurs sur la capacité d'adsorbtion des charbons actifs utilisés dans les installations de dégazolinage. En base de certains experiments de laboratoire et d'autres, éffectués dans des installations industriales on établie le mode dans lequel on doit appliquer le processus de dégasolinage pour la préservation d'une valeur élevée de la capacité d'adsorbtion du charbon en vue de la récupération au minimum de 80 % du propane et min. 95 % des homologues supérieurs qui existent dans les gaz.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 7, 1988

C.Z. 553.982.288

Frunzescu, D., Georgescu, O., Beca, C. *Réservoires de hydrocarbures dans le fondamment fissuré magmatique et métamorphique sur la Terre (I)*

Les auteurs se proposent le détaillement de quelques problèmes liés des réservoires de hydrocarbures du fondament fissuré magmatique et métamorphique prouvés comme ayant une grande importance économique de la Terre. Dans cette première partie on présente la génése et les types possibles de fissures, la foliation, qui confère la qualité de colecteur des roches du fondamment. On fait des considérations sur les caractéristiques de fréquance, extension, rugosité, degré d'ouverture avec des implications sur la pérmeabilité pour les hydrocarbures.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 7, 1988

C.Z. 662.67

Părcălăbescu, I. D., Nistor, I. *Modifications du système de hydrocarbures dans la combustion souterraine*

La distilation fractionnée de la huile, non-influencée et influencée par la combustion souterraine, l'obtention du brai et des cokes mettent en évidence des modifications du système des hydrocarbures. La recherche roentgeno-structurale et chimique-spéctrale d'émission sur les cokes met en évidence des modifications du système de hydrocarbures dans la combustion souterraine.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 7, 1988

Symposion *Recherches théoriques et experimentaux pour le perfectionnement de l'outillage petrolier*

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 7, 1988

Revista MINE, PETROL şi GAZE este editată de Oficiul de informare documentară pentru industria minieră Bucureşti, Calea Victoriei 220, sector I, cod 71104, C.P. 22—146, telefon 59.29.75
Tiparul: Întreprinderea poligrafică „Informaţia", str. Brezoianu nr. 23—25, Bucureşti, c. 2283
Preţul 13 lei/exemplar
Grafica: A. Socaciu

Influenţa geometriei şi cinematicii echipamentelor de susţinere mecanizată a abatajelor asupra distribuţiei tensiunilor în principalele subansamble constructive şi în masivul de roci înconjurătoare

Ing. **D. Fotă**, ing. **E. Medveş**, fiz. **Mariana Ioniţă**, mat. **A. Petrescu**
I.C.I.T.P.M.L. Craiova

I. Prezentarea problemei

Din punctul de vedere al interacţiunii rocă-susţinere, domeniul mare de înălţimi de lucru pe care îl pot acoperi echipamentele de susţinere mecanizată a abatajelor nu constituie un avantaj pentru lucrările de exploatare, întrucît din punct de vedere geomecanic, pentru dirijarea rocilor din tavan şi pentru preluarea presiunii miniere, fiecare susţinere mecanizată are — de fapt — o singură geometrie optimă datorită sistemului propriu de elemente de rezistenţă şi articulaţie.

Această caracteristică constructivă a unui echipament de susţinere (domeniul mare de înălţimi de lucru) determină, la o anumită gamă de înălţimi, comportamente necorespunzătoare din punctul de vedere al interacţiunii rocă-susţinere.

Modificarea înălţimii de lucru a unei susţineri mecanizate atrage după sine modificarea nu numai a tensiunilor care solicită subansamblele, ci şi a înclinării părţii îngrăditoare, care încetineşte sau grăbeşte dirijarea tavanului, modifică mărimea forţei portante rezultante, ce corespunde cu valoarea forţei rezultante a presiunii miniere, care poate fi preluată de susţinere şi — în special — se modifică punctul de aplicare a acesteia, fapt ce determină — în cazul unora dintre echipamente — momente de răsturnare, respectiv concentrări de tensiuni pe partea din faţă a tălpii.

Pentru a veni în sprijinul proiectanţilor de echipamente de susţinere a abatajelor s-a efectuat o verificare a acestor ipoteze, cît şi a unora dintre constatările rezultate din practica minieră. În acest scop s-au realizat — pe modele — o serie de testări de laborator referitoare la distribuţia de tensiuni în subansamblele echipamentelor, în funcţie de înălţimea lor de lucru, precum şi o analiză pe calculator a cinematicii acestora.

Determinările s-au efectuat pentru tipurile de susţineri mecanizate, frecvent utilizate în minele de lignit, a căror cinematică este prezentată în figurile 1—7, şi anume: CMA-2, CMA-350/150, CMA-PL, CMA-2 T, CMA-3, CMA-4 L, CMA-5 H.

Pentru determinarea distribuţiei în echipamentele de susţinere a tensiunilor datorate presiunii miniere s-a utilizat metoda fotoelasticităţii, cu ajutorul căreia s-a obţinut o imagine de ansamblu a cîmpului de tensiuni din structurile analizate.

În acest scop au fost utilizate modele plane din materiale optic-active, reprezentînd, la scară, secţiuni prin echipamentele de susţinere mecani-

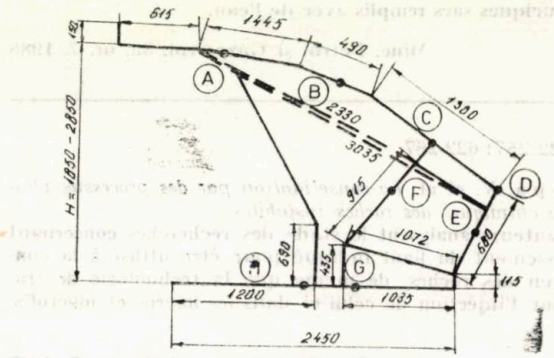


Fig. 1. Schema cinematică a susţinerii mecanizate CMA-2.

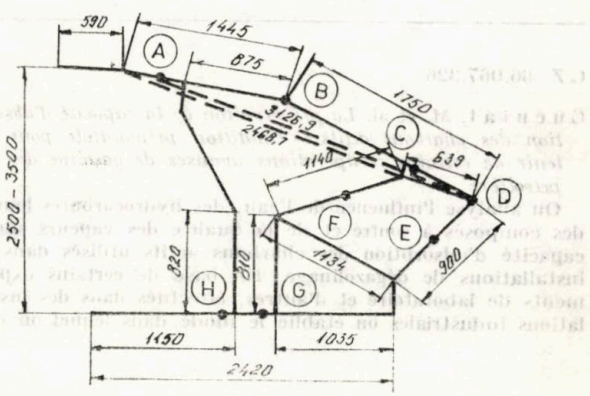


Fig. 2. Schema cinematică a susţinerii mecanizate CMA-350/150.

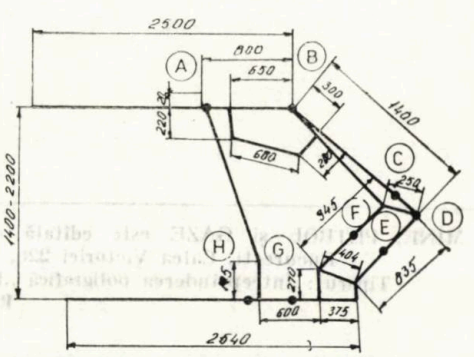


Fig. 3. Schema cinematică a susţinerii mecanizate CMA-2T.

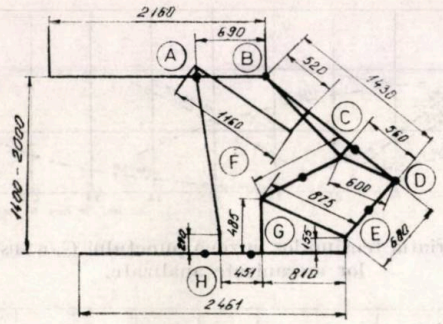


Fig. 4. Schema cinematică a susținerii mecanizate CMA-PL.

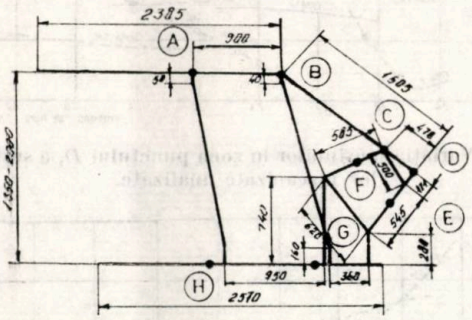


Fig. 5. Schema cinematică a susținerii mecanizate CMA-3.

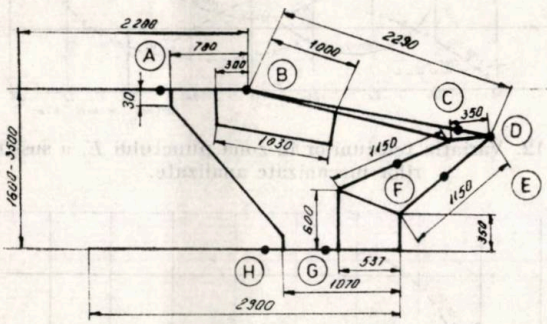


Fig. 6. Schema cinematică a susținerii mecanizate CMA-4L.

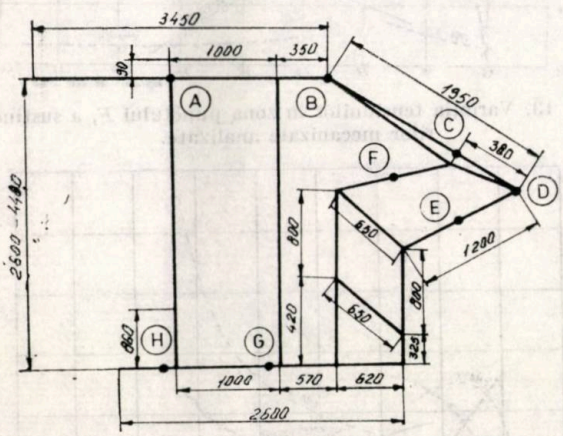


Fig. 7. Schema cinematică a susținerii mecanizate CMA-5H.

zată, modele care au fost supuse la solicitări în trei ipoteze de lucru, corespunzătoare înălțimilor minimă, medie și maximă, din gama de înălțimi pentru care au fost construite.

Cu ajutorul acestei metode s-au făcut determinări calitative și anumite considerații cantitative ale stării de tensiune în modelele plane simplificate ce reprezentau geometria echipamentelor de susținere.

Determinările calitative au constat din obținerea experimentală și înregistrarea curbelor caracteristice denumite izocline, care reprezintă locurile geometrice ale punctelor de egală înclinare a tensiunilor principale și ale căror ecuații sînt de forma :

$$\operatorname{tg} 2\alpha_i = \frac{2\tau_{xy}}{\sigma_x - \sigma_y},$$

unde :

σ_x, σ_y și τ_{xy} sînt funcțiile componentelor tensorului efortului unitar ;

α_i — parametrul izoclinei, egal cu unghiul de înclinare al direcției tensiunii principale.

Tabloul izoclinelor a făcut posibilă obținerea traiectoriilor tensiunilor principale, care au oferit o imagine clară a modului cum presiunea minieră exterioară acționează asupra diverselor zone din subansamblele echipamentelor de susținere.

Determinările cantitative fotoelastice au furnizat curbele caracteristice denumite izocromate, care reprezintă locul geometric al punctelor de egală valoare a diferențelor dintre tensiunile principale σ_1 și σ_2, respectiv al tensiunilor tangențiale maxime, de pe toată suprafața structurii analizate.

Ecuația izocromatelor este :

$$\sigma_1 - \sigma_2 = \sqrt{(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 4\tau_{xy}^2} = m\sigma_0,$$

în care :

m este un parametru ce ia valori întregi, succesiv pozitive, indicînd ordinul izocromatei respective ;

σ_0 — constanta fotoelastică a materialului din care s-au realizat modelele și a cărei valoare a fost stabilită prin etalonare.

Cu ajutorul izocromatelor s-au obținut diagrama de variație a tensiunilor pe conturul susținerilor mecanizate analizate, componentele separate ale tensorului σ_1 și σ_2, precum și diagrama gradului de solicitare a stîlpilor hidraulici.

Solicitările la care au fost supuse modelele au reprezentat, la scară, presiunea minieră caracteristică zăcămintelor de lignit, avînd în acoperiș roci moi, presiune caracterizată printr-o curbă de distribuție de formă parabolică, cu minima la front.

Pentru a se vedea care este influența modificării poziției acestei curbe de încărcare față de susținere, respectiv modificarea distanței susținerii față de frontul de lucru, în raport cu

fazele tehnologice de lucru din abataj, pentru unul dintre complexele mecanizate s-a făcut și o astfel de analiză.

II. Rezultate obținute

Ca urmare a prelucrării datelor experimentale au putut fi stabilite o serie de puncte în care variațiile tensiunilor sînt maxime, puncte care caracterizează zona de maximă importanță în ceea ce privește comportamentul susținerii, și care sînt:

A—zona din partea susținător-îngrăditoare, situată în dreptul stîlpului hidraulic;

B—zona capătului dinspre scut al grinzii pentru susținerile de tip îngrăditor-susținătoare, respectiv o zonă intermediară din scut pentru susținerile îngrăditoare;

C—zona din scut din dreptul articulației cu piesa X, al patrulaterului de articulație;

D—zona din capătul inferior al scutului, respectiv din dreptul articulației cu piesa H;

E—zona mediană a piesei H;

F—zona mediană a piesei X;

G,H—două zone din talpa susținerii, o zonă situată în jumătatea dinspre surpare și o zonă în jumătatea dinspre front.

Variațiile tensiunilor din aceste puncte sînt redate în figurile 8—15.

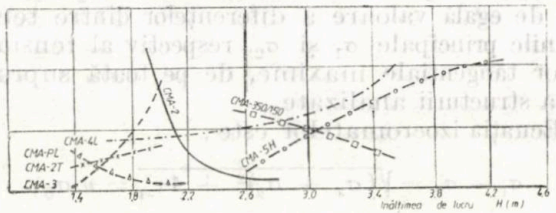


Fig. 8. Variația tensiunilor în zona punctului *A*, pentru susținerile mecanizate analizate.

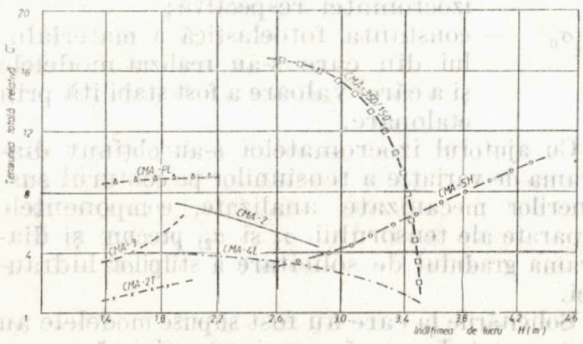


Fig. 9. Variația tensiunilor în zona punctului *B* a susținerilor mecanizate analizate.

Considerînd că tensiunile ce apar în aceste zone, în cazul geometriei corespunzătoare înălțimii minime de lucru, reprezintă valoarea relativă de 100%, în tabelul 1 se prezintă, pentru cele șapte tipuri de susțineri mecanizate, varia-

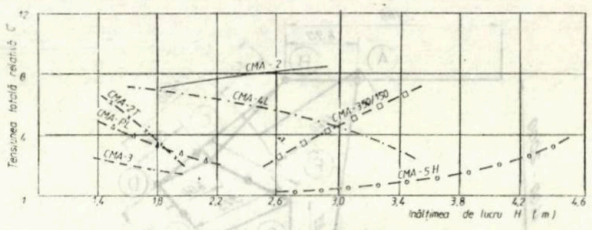


Fig. 10. Variația tensiunilor în zona punctului *C*, a susținerilor mecanizate analizate.

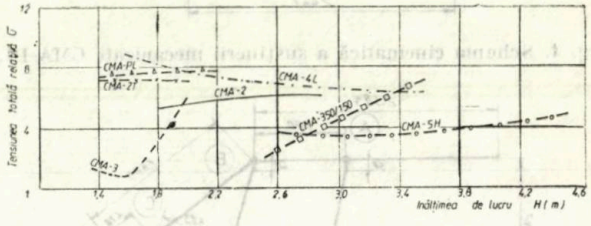


Fig. 11. Variația tensiunilor în zona punctului *D*, a susținerilor mecanizate analizate.

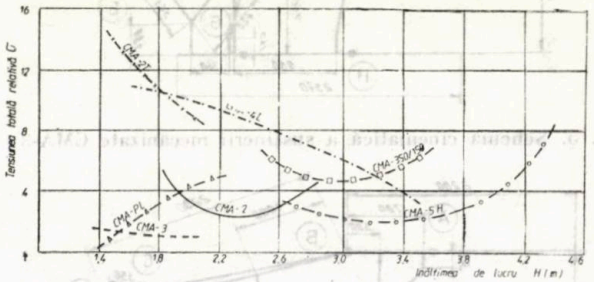


Fig. 12. Variația tensiunilor în zona punctului *E*, a susținerilor mecanizate analizate.

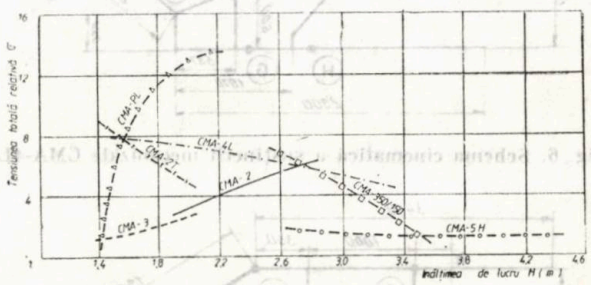


Fig. 13. Variația tensiunilor în zona punctului *F*, a susținerilor mecanizate analizate.

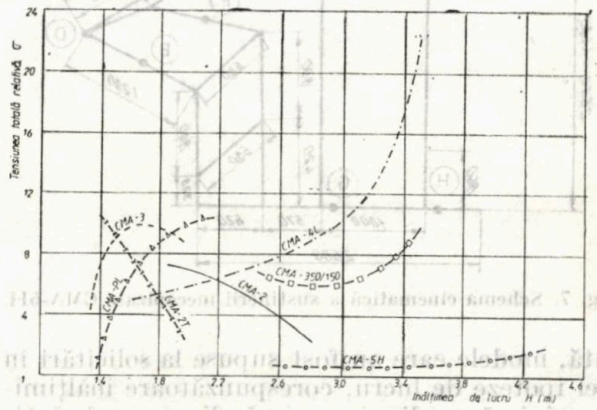


Fig. 14. Variația tensiunilor în zona punctului *G*, a susținerilor mecanizate analizate.

Tabelul 1

Variaţia procentuală a tensiunilor în subansamblele susţinerilor mecanizate pentru înălţimea medie şi maximă de lucru, în raport cu înălţimea minimă de lucru

Tip susţinere	A		B		C		D		E		F		G		H	
	h med.	*h max.*	*h med.*	*h max.*	*h med.*	*h max.*	*h med.*	*h max.*	*h med.*	*h max.*	*h med.*	*h max.*	*h med.*	*h max.*	*h med.*	*h max.*
CMA-2	20	10	92	63	120	126	114	127	27	85	118	137	133	16	67	18
CMA-350/150	19	10	81	6	250	350	140	200	61	83	71	20	71	133	200	150
CMA-3	170	220	125	164	80	76	64	240	97	91	180	280	333	266	171	385
CMA-2T	179	191	124	155	45	30	109	111	71	50	75	50	50	33	200	300
CMA-PL	40	32	104	105	80	46	106	109	290	410	700	720	300	650	460	700
CMA-4L	116	173	81	60	70	28	65	50	60	34	75	50	108	410	88	91
CMA-5H	118	173	188	230	180	300	109	124	106	230	75	75	108	115	108	225

Notă: Valorile din chenar reprezintă procentual valorile tensiunilor maxime din subansamblele echipamentelor raportate la tensiunile corespunzătoare înălţimii minime de lucru.

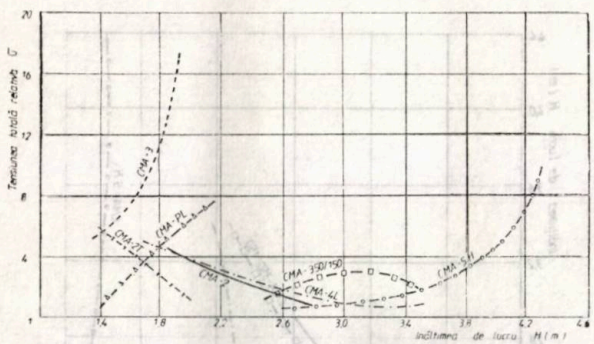


Fig. 15. Variaţia tensiunilor în zona punctului *H*, a susţinerilor mecanizate analizate.

ţiile procentuale ale tensiunilor pentru diverse geometrii, care rezultă din modificarea înălţimii de lucru.

Constatările experimentale obţinute din analiza distribuţiei de tensiuni în subansamble, în funcţie de geometria pe care o au echipamentele de susţinere în timpul exploatării, ne-a determinat să realizăm o serie de alte experimente, utilizînd tot metoda fotoelasticităţii pentru a vedea unde geometria susţinerilor generează concentrări de tensiuni în rocile înconjurătoare, respectiv în tavanul şi vatra abatajului.

Datele obţinute din aceste tipuri de testări, corelate cu unele fenomene negative înregistrate în exploatare, la utilizarea unuia sau altuia dintre echipamentele de susţinere, ne-au determinat să analizăm modificarea parametrilor cinematici ai acestora, în funcţie de înălţimea de exploatare.

O prezentare detaliată a metodologiei de analiză fotoelastică, pe modele din răşini şi geluri optic active, a distribuţiei de tensiuni din subansamblele susţinerilor mecanizate şi din rocile înconjurătoare, de analiză a variaţiei parametrilor cinematici pe calculator, cît şi corelarea acestor date din punctul de vedere al interacţiunii rocă-susţinere în vederea stabilirii tipului adecvat de susţinere mecanizată pentru unele condiţii geomecanice specifice, vor face obiectul unui viitor articol.

Rezultatele obţinute din această analiză, efectuată cu ajutorul calculatorului pe baza unui program propriu, sînt prezentate în figurile 16—21.

Variaţia gradului de solicitare a stîlpilor hidraulici portanţi ai susţinerilor, rezultată tot din analiza tensiunilor — prin metoda fotoelasticităţii —, se prezintă în graficul din figura 22.

Din graficele prezentate în figurile 8—22 şi din rezultatele prezentate în tabelul 1 se desprind următoarele constatări.

1. *Susţinerea mecanizată de abataj tip CMA-2*

La susţinerea mecanizată CMA-2, domeniul de variaţie a înclinării părţii îngrăditoare, ca urmare a modificării înălţimii de lucru, este de 24—39°. Tensiunile din punctul *A* scad foarte mult, o dată cu creşterea înălţimii de lucru, raportate la înălţimea minimă, acestea repre-

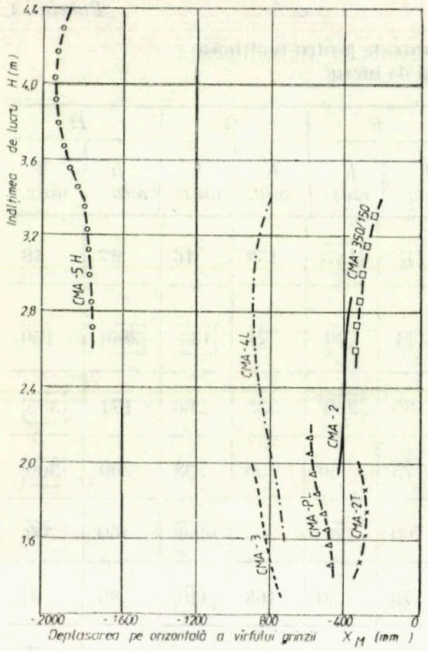


Fig. 16. Variația locurilor geometrice descrise de vîrful grinzii susținerilor mecanizate analizate.

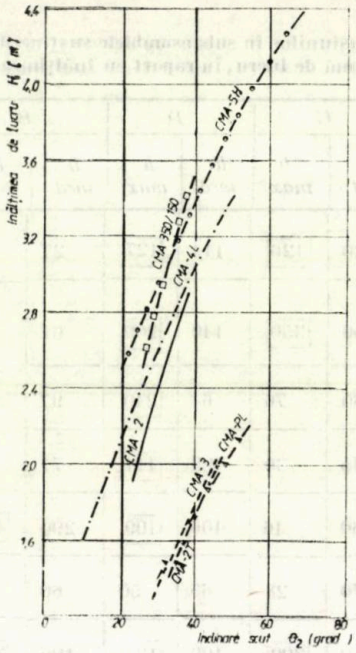


Fig. 17. Variația unghiurilor de înclinare a părții îngrăditoare a susținerilor mecanizate analizate.

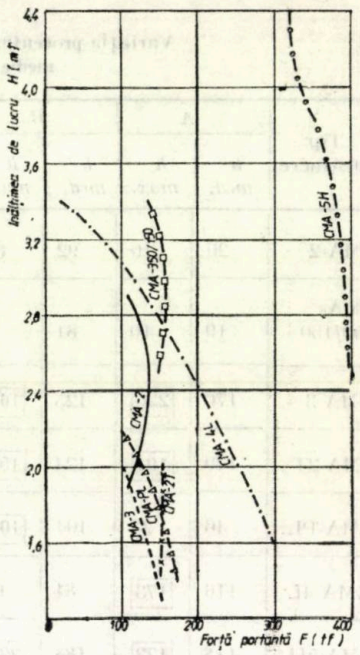


Fig. 18. Variația forțelor portante rezultante maxime ale susținerilor mecanizate analizate.

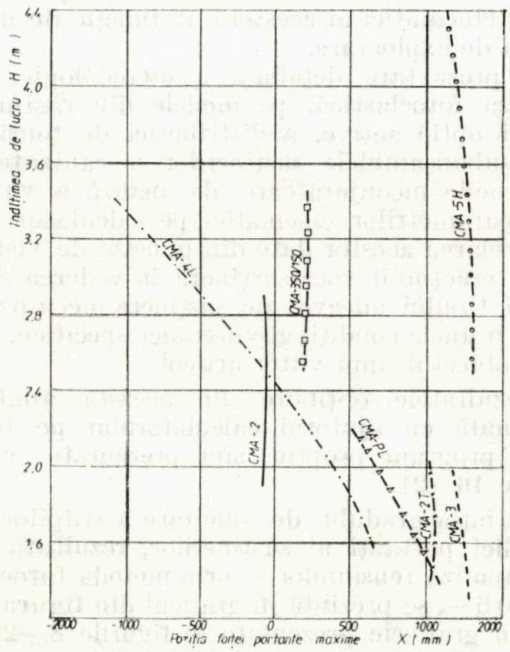


Fig. 19. Variația poziției punctului de aplicare a forței portante maxime pe grinda susținerilor mecanizate analizate.

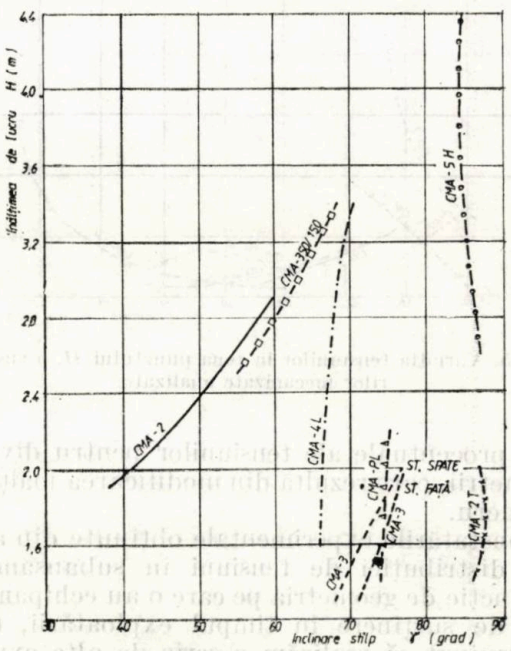


Fig. 20. Variația înclinărilor stîlpilor portanți ai susținerilor mecanizate analizate.

zentînd 28% pentru înălțimea medie și 10% pentru înălțimea maximă.

În punctul *B*, tensiunile scad pe măsură ce înălțimea de lucru crește, ajungînd pînă la 63% la înălțimea maximă.

În punctele *C* și *D*, tensiunile sînt crescătoare cu 30% peste tensiunile corespunzătoare înălțimii minime de lucru.

În piesa *H* a patrulaterului de articulație, tensiunile scad, atingînd un minim de 37%

pentru deschiderea medie, pentru ca apoi să crească, ajungînd la 85% la înălțimea maximă de lucru.

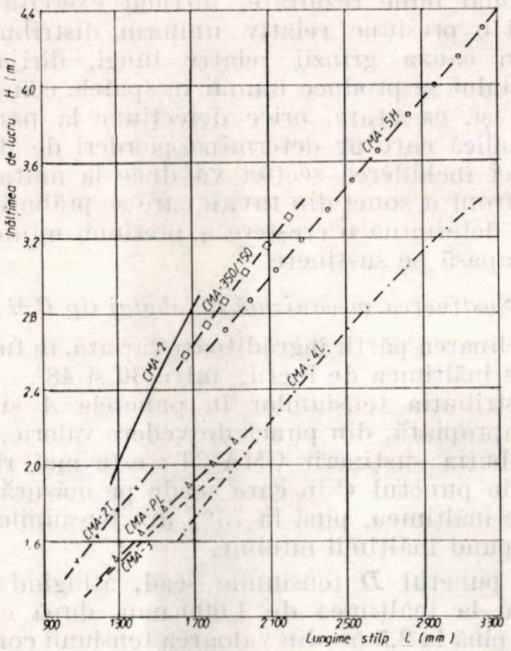


Fig. 21. Variația lungimilor de lucru ale stîlpilor portanți ai susținerilor mecanizate analizate.

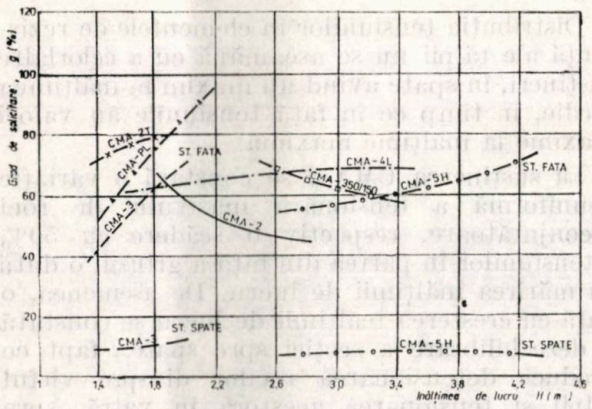


Fig. 22. Variația gradului de solicitare a stîlpilor portanți ai susținerilor mecanizate analizate.

Piesa *X* este supusă unor solicitări care ajung la 137%, în cazul deschiderii maxime a echipamentului.

În punctele *G* și *H* de pe talpa susținerii, variațiile procentuale sînt de 100% la înălțimea minimă, 133% la înălțimea medie și 16% la înălțimea maximă, iar în punctul *H* acestea sînt de 100, 67 și 18%.

Concentrările de tensiuni din rocile înconjurătoare sînt și ele variabile și dependente de înălțimea de lucru a echipamentului.

În cazul complexului CMA-2, geometria susținerii solicitată de presiunea minieră determină concentrări de tensiuni ale căror mărimi sînt, în cazul înălțimii minime și maxime, duble în vîrful tălpii, față de vîrful cozoroculuí, și de la 6 pînă la 12 ori mai mare în partea din față a tălpii, față de capătul posterior al acesteia.

În domeniul de mijloc al înălțimii de lucru, concentrările de tensiuni din vatră, situate în zona de sub vîrful tălpii, sînt cu 25—40% mai reduse.

Aceste concentrări de tensiuni din masivul înconjurător sînt datorate unei mici deficiențe a patrulaterului de articulație, care determină scoaterea spre front a punctului de aplicație a forței rezultante, în afara suprafeței de reazem a tălpii, deficiență care poate fi înlăturată prin modificarea lungimii pieselor *X* și *H* din componența patrulaterului de articulație.

2. *Susținerea mecanizată de abataj tip CMA-350/150*

În cazul susținerii CMA-350/150, înclinarea părții îngrăditoare, ca urmare a modificării înălțimii de lucru, este cuprinsă între 21 și 41°. Tensiunile din punctul *A* scad o dată cu mărirea înălțimii de lucru. Valorile maxime ale tensiunilor sînt mai mici, relevînd astfel o mai bună adaptabilitate la interacțiunea rocă-susținere.

În punctul *B*, se constată o scădere accentuată a tensiunilor, o dată cu creșterea înălțimii de lucru, acestea fiind de 15 ori mai mici la înălțimea maximă, față de înălțimea minimă.

În punctul *C*, la deschiderea maximă, tensiunile ajung să crească de 3,5 ori, iar în punctul *D* acestea cresc de 2 ori.

În piesele patrulaterului de articulație tensiunile scad în piesa *X*.

Distribuția tensiunilor în talpă este diferită în comparație cu cea întîlnită la susținerea CMA-2.

Procentele mari de variație a tensiunilor în principalele ansamble și subansamble ale susținerilor mecanizate CMA-2 și CMA-350/150 arată că modificarea înălțimii de lucru, și deci a geometriei acestora, determină schimbări esențiale în spectrul distribuției tensiunilor în elementele de rezistență ale echipamentului.

Deși face parte din același tip funcțional cu susținerea CMA-2, susținerea CMA-350/150 este o susținere mai bine echilibrată, punctul de aplicație al forței rezultate rămînînd în permanență în interiorul susținerii. Concentrările

de tensiuni din tavan, în dreptul vîrfului cozorocului, sînt descrescătoare și cu 25% mai mari la înălțimea minimă de lucru.

Fiind mai bine echilibrate, concentrările de tensiuni din vatră sînt mai mici, valoarea maximă fiind la înălțimea medie de lucru.

În partea din spate, concentrările de tensiuni scad o dată cu creșterea înălțimii de lucru și au valori, în general, mai mici decît cele din zona vîrfului tălpii.

3. *Susținerea mecanizată de abataj tip CMA-PL*

În punctul *A*, se înregistrează tensiuni maxime la deschiderea minimă a secției, valorile acestora micșorîndu-se pentru înălțimea maximă la o treime din solicitările corespunzătoare înălțimii minime.

Domeniul de variație a părții îngrăditoare, ca urmare a modificării înălțimii de lucru, este cuprins între 30 și 54°.

Tensiunile se mențin relativ constante în punctele *B* și *D* indiferent de înălțime, iar în punctul *C* scad pînă la aproape de jumătate, pe măsura creșterii înălțimii la valoarea maximă.

În piesa *X* tensiunile cresc la înălțimea maximă de 4,1 ori, iar în piesa *H* acestea ajung să fie la înălțimea maximă de 7,2 ori mai mari decît tensiunile ce apar în cazul deschiderii minime a secției.

În elementul de rezistență al tălpii tensiunile cresc de 6,5 ori.

Susținerea CMA-PL dă concentrări normale de tensiuni în tavanul și vatra abatajului, dar, avînd o grindă relativ mai lungă decît cozorocul susținerilor anterioare (de tip îngrăditor), prezintă valori duble în toate cazurile de înălțime la partea din spate a grinzii.

Dirijarea tavanului, făcîndu-se ceva mai departe de front, maximul presiunii de reazem este mai aproape de acesta și dacă structura acestuia este alcătuită dintr-un cărbune mai puțin rezistent sau cu intercalații argiloase, frontul va intra mai repede în instabilitate, în special la înălțimi de front care corespund domeniului mediu către maxim.

4. *Susținerea mecanizată de abataj tip CMA-2T*

Prin modificarea înălțimii de lucru înclinarea părții îngrăditoare variază între 31 și 48°.

În punctele *A* și *B* de pe grindă tensiunile cresc o dată cu înălțimea de lucru și scad pînă la o treime în punctul *C*, rămîn aproximativ constante în punctul *D* și scad aproape de jumătate în piesele *X* și *H* ale patrulaterului de articulație.

La acest tip de susținere, tensiunile din talpă sînt mai mici în spate și mai mari în față.

În punctul *G*, la deschiderea maximă, tensiunea reprezintă 30% din tensiunea corespunzătoare înălțimii minime, în timp ce în punctul *H*, în aceleași condiții, tensiunile sînt de 3 ori mai mari.

După concentrările de tensiuni dezvoltate în vatra abatajelor, susținerea CMA-2T oferă cele mai bune rezultate, întrucît exercită pe vatră o presiune relativ uniform distribuită.

Din cauza grinzii relativ lungi, dirijarea tavanului se produce numai în spatele complexului și, ca atare, orice defecțiune la partea hidraulică care ar determina pierderi de fluid și deci închiderea secției va duce la mutarea spre front a zonei din tavan care se prăbușește și va determina o creștere a presiunii miniere, care apasă pe susținere.

5. *Susținerea mecanizată de abataj tip CMA-3*

Înclinarea părții îngrăditoare variază, în funcție de înălțimea de lucru, între 30 și 48°.

Distribuția tensiunilor în punctele *A* și *B* este apropiată, din punct de vedere valoric, de distribuția susținerii CMA-2T; este mai ridicată în punctul *C* în care scade pe măsură ce crește înălțimea, pînă la 75% din tensiunile ce corespund înălțimii minime.

În punctul *D* tensiunile scad, atingînd un minim la înălțimea de 1 600 mm, după care cresc pînă la 2,5 ori din valoarea tensiunii corespunzătoare înălțimii minime.

În piesa *X* variațiile nu depășesc 9%, în timp ce piesa *H* este mult mai solicitată, tensiunile ajungînd să crească, cu înălțimea, pînă la 2,8 ori.

Distribuția tensiunilor în elementele de rezistență ale tălpii nu se aseamănă cu a celorlalte susțineri, în spate avînd un maxim la înălțimea medie, în timp ce în față tensiunile au valori maxime la înălțime maximă.

La susținerea CMA-3 se constată o variație neuniformă a tensionării masivului de roci înconjurătoare, respectiv o scădere cu 50% a tensiunilor în partea din față a grinzii, o dată cu mărirea înălțimii de lucru. De asemenea, o dată cu creșterea înălțimii de lucru se constată o dezechilibrare a secției spre spate, fapt ce produce detensionarea rocilor dinspre vîrful tălpii și tensionarea acestora în vatră, spre capătul din spate al echipamentului.

La acest tip de susținere, concentrările de tensiuni cele mai mari se produc în tavan, la orice înălțime de lucru în partea din spate a grinzii și în vatră, în partea dinspre front, numai la înălțime minimă de lucru.

Pe măsură ce înălțimea de lucru scade, în vatră se produce o echilibrare valorică a tensiunilor, în sensul că cele dinspre vîrful tălpii scad, în timp ce concentrările din spate cresc, deci stabilitatea secției este mai mare la înălțimea maximă de lucru.

La fel ca și în cazul susținerilor CMA-PL și CMA-2 T, din cauza lungimii mari a grinzii, dirijarea tavanului se face mai departe de

frontul de cărbune, cu toate dezavantajele care decurg din aceasta.

6. *Susținerea mecanizată de abataj tip CMA-4L*

Prin modificarea înălțimii de lucru, domeniul de variație a înclinării părții îngrăditoare este cuprins între 10 și 56°.

Analizînd evoluția tensiunilor din punctul *A*, se constată că acestea cresc relativ puțin, pînă la înălțimea de lucru de 3 000 mm, pentru ca la înălțimea maximă să ajungă la 175%, față de tensiunile corespunzătoare înălțimii minime.

În punctele *B*, *C*, *D*, cît și în elementele *X* și *H*, tensiunile descresc o dată cu înălțimea de lucru.

În talpă, partea din față este de 4 ori mai solicitată la înălțimea maximă, în timp ce în spate tensiunile reprezintă doar 91% din tensiunile care corespund înălțimii minime de lucru.

Susținerea CMA-4 L creează tensiuni crescătoare în rocile din tavan pe toată zona grinzii, creșterea fiind neuniformă între zona din fața și cea din spatele acesteia. O dată cu creșterea înălțimii de lucru, de la minim la maxim, în zona din față a grinzii tensiunile se dublează, iar în zona dinspre surpare acestea cresc de 7 ori.

În vatră, la înălțime minimă, tensiunile din față reprezintă 2/3 din valoarea tensiunilor dezvoltate în spate și, în comparație cu celelalte echipamente analizate, concentrările de tensiuni de sub partea din spate a tălpii au valori duble.

Pe măsură ce înălțimea de lucru crește, datorită deplasării spre front a punctului de aplicare al forței rezultante, se produce o dezechilibrare în tensionarea vetrei.

La înălțimea de 3 000 mm concentrările de tensiuni din vatră reprezintă o creștere de 130%, în zona din față, și o scădere de 12%, în zona din spate, din concentrările de tensiuni corespunzătoare înălțimii minime, cu o ușoară tendință spre echilibrare către înălțimi maxime.

7. *Susținerea mecanizată de abataj tip CMA-5H*

Domeniul de variație a părții îngrăditoare este cuprins între 20 și 70°, echipamentul fiind de tip susținător.

Cu excepția piesei *H*, din patrulaterul de articulație a susținerii CMA-5H, tensiunile cresc cu înălțimea de lucru, atingînd valori mai mari în partea din spate a tălpii și în piesa *X*.

Tensiunile din punctul *A*, de pe grindă, sînt mai mici ca valoare decît tensiunile din același punct al susținerii CMA-4L.

În punctul *B*, tensiunile sînt mai mari decît tensiunile ce se dezvoltă în același punct la susținerea CMA-4 L.

Talpa este uniform solicitată în spatele stîlpilor, pînă la deschiderea maximă, și în față, pînă la deschiderea medie.

Concentrările de tensiuni din tavan arată că în condițiile unor roci moi, la înălțimi mai mari (3 600 mm), există pericolul penetrării tavanului de către grindă.

În vatră, distribuția de tensiuni nu se modifică în raport cu înălțimea de lucru și, în comparație cu celelalte echipamente analizate, este cea mai uniform repartizată.

8. *Gradul de solicitare a stîlpilor portanți*

Din analiza curbelor care reprezintă gradul de solicitare a stîlpilor hidraulici, determinările prin metoda fotoelasticității au arătat că aceștia nu sînt uniform tensionați în orice stare de solicitare și la orice înălțime de lucru (fig. 22).

Tensionarea uniformă a stîlpilor hidraulici se produce numai în cazul susținerilor mecanizate CMA-2, între deschiderea medie și maximă a secțiilor, la deschideri medii ale susținerii mecanizate CMA-350/150, la înălțimi apropiate de deschiderea minimă și maximă la CMA-PL, între înălțimea minimă și medie la CMA-5 H, precum și la susținerile CMA-4 L, CMA-3 și CMA-2 P, pentru orice înălțime de lucru.

În ceea ce privește mărimea forțelor axiale ce iau naștere în stîlpii hidraulici, se constată că stîlpii din rîndul doi de la susținerile mecanizate CMA-3 și CMA-5 H sînt supuși la solicitări ce reprezintă maximum 10% din portanță, fapt ce denotă o amplasare nejudicioasă a acestora în cinematica secției și deci o solicitare mai mare a celor dinspre front.

Luînd în considerare o rezervă de portanță de 20—30%, în scopul acoperirii suprasolicitărilor aleatoare la care sînt supuse susținerile mecanizate, rezultă că pentru tavane alcătuite din roci moi, portanța totală a susținerilor este acoperitoare, cu excepția susținerii CMA-PL, care este subdimensionată pentru înălțimi de peste 1 900 mm și CMA-2 P, pentru deschideri mai mari de 1 800 mm.

La toate susținerile de tip susținător, o dată cu creșterea înălțimii de lucru, se constată și o creștere a gradului de solicitare a stîlpilor hidraulici, spre deosebire de susținerile de tip îngrăditor. Această situație atrage după sine necesitatea ca stîlpii hidraulici ai complexelor mecanizate de tip susținător să fie de o capacitate portantă mai ridicată. Pentru situațiile în care solicitările se apropie de nivelul maxim al portanței, este necesară și o întărire corespunzătoare a subansamblelor care transmit stîlpilor tensiunile dezvoltate de presiunea minieră și a celor prin care acestea sînt transmise în vatră.

9. *Influența deplasării presiunii miniere în raport cu susținerea*

Pentru a se vedea cum influențează rămînerea în urmă sau o deplasare înainte cu un pas a presiunii miniere, pas echivalent cu o fișie tăiată, modelele optic active — executate pentru

Tabelul 2

Variația procentuală a tensiunilor în subansamblele susținerii mecanizate CMA-2 pentru înălțimea medie și maximă de lucru în raport cu înălțimea minimă de lucru

Tip de încărcare	A		B		C		D		E		F		G		H	
	h med.	h max.	h med.	h max.	h med.	h max.	h med.	h max.	h med.	h max.	h med.	h max.	h med.	h max.	h med.	h max.
$p_1(x)$	20	4	78	56	131	145	108	115	16	33	163	187	172	11	40	12
$p_2(x)$	28	10	92	63	120	126	114	127	37	85	118	137	133	16	67	18
$p_3(x)$	74	41	96	73	124	130	121	146	47	92	148	152	120	43	83	29

Notă: $p_1(x)$ reprezintă tipul de încărcare avînd curba presiunii cu un pas înapoi;
$p_2(x)$ — tipul de încărcare cu curba presiunii în concordanță cu susținerea, respectiv aceasta este trasă la frontul de lucru;
$p_3(x)$ — tipul de încărcare avînd curba presiunii cu un pas înainte.

susținerea CMA-2 — au fost supuse și la astfel de solicitări, ale căror rezultate sînt prezentate în tabelul 2, în care $h_{min}=100$ %.

Datele prezentate în tabel scot în evidență dependența cîmpului de tensiuni dezvoltate în subansamblele susținerii mecanizate de forma distribuției presiunii miniere, prin deplasarea curbei caracteristice cu un pas înainte sau înapoi.

Concluzii

Așa cum a rezultat din analiza prezentată, adaptabilitatea unei susțineri mecanizate la condițiile de presiune specifice unui zăcămînt depinde atît de portanța și robustețea acesteia, cît și de geometria pe care o realizează în procesul de exploatare. Modificarea înălțimii de lucru determină geometrii diferite ale suprafețelor ce vin în contact cu rocile din acoperiș, și schimbări ale poziției centrului de greutate, precum și a rezultantei forțelor care se transmit prin talpa susținerii în vatră.

Din diagramele de variație a tensiunilor pe conturul susținerilor mecanizate și a tensiunilor totale în funcție de înălțimile de lucru minimă, medie și maximă se pot face următoarele aprecieri cu privire la adaptabilitatea susținerilor care se construiesc în prezent pentru minele de lignit din țară.

La o susținere de tip îngrăditor, de tipul CMA-2, modificarea geometriei secției nu influențează, în mod egal, distribuția tensiunilor în subansamblele echipamentului. Din acest motiv domeniul optim de utilizare nu este același pentru diversele subansamble.

Așa, de exemplu, din punctul de vedere al scutului, domeniul optim este cel de la înălțimi de 2 300 mm în sus. Pentru piesa *H* din patrulaterul de articulație, tensiunile au o valoare minimă la înălțimi de lucru cuprinse între 2 100 și 2 300 mm, în timp ce, din punctul de vedere al tensiunilor, în piesa *X* domeniul optim este între 2 100 și 2 500 mm.

Trebuie să arătăm că utilizarea echipamentului și în afara acestor domenii este posibilă, întrucît la proiectarea subansamblelor s-au avut în vedere coeficienți de siguranță acoperitori.

Aceste concluzii sînt însă utile în cazul în care se pune problema înlocuirii calității unor materiale sau a reducerii greutății echipamentului, cît și la stabilirea cauzelor unor avarii ale echipamentului în timpul exploatării.

La susținerile de tip susținător, modificarea geometriei influențează, în special, distribuția tensiunilor în talpa secției și în piesele patrulaterului de articulație.

La geometriile pe care le realizează susținerile prin modificarea înălțimii de lucru, fiecare tip de susținere are un domeniu în care distribuția tensiunilor în subansamble nu variază mult, încît să necesite supradimensionări. Un astfel de domeniu este pentru susținerea CMA-2 între 2 300 și 2 700 mm, pentru CMA-350/150 între 3 000 și 3 500 mm, pentru CMA-PL între 1 500 și 1 600 mm, pentru CMA-2 T între 1 600 și 2 200 mm, pentru CMA-3 între 1 600 și 1 700 mm, pentru CMA-4 L pînă la 2 800 mm, iar pentru CMA-5H între 3 000 și 3 900 mm.

Dintre toate aceste șapte tipuri de susțineri, susținerea CMA-5 H corespunde oricărui tip de solicitare cu mențiunea însă că pentru solicitări corespunzătoare unor tavane din roci moi este o susținere supradimensionată, cu toate inconvenientele economice și de manevrabilitate ce rezultă din aceasta.

Din punctul de vedere al portanței stîlpilor hidraulici, din cercetarea efectuată a rezultat că aceasta este corespunzătoare, cu excepția susținerii CMA-PL, care este subdimensionată pentru înălțimi de peste 1 900 mm și CMA-2 T, pentru deschideri mai mari de 1 800 mm.

În construcția actuală, pentru presiuni miniere produse pe echipament de acoperișuri alcătuite din roci moi, în abataje situate la adîncimi mai mari de 50 m, cele mai recomandabile susțineri sînt CMA-2 și CMA-350/150.

Pentru ameliorarea efectelor presiunii de reazem, de la anumite adîncimi, care depind de caracteristicile reologice ale cărbunelui și intercalațiilor, aceste susțineri mecanizate trebuie să fie dotate cu sprijinitori de front.

Celelalte tipuri de susținere mecanizată sînt utile pentru rezolvarea unor cazuri particulare, determinate de modul de dirijare a rocilor din tavan.

În ceea ce privește regimul de presiune, se menționează că distribuția acestuia pe echipament depinde nu numai de alcătuirea rocilor din acoperiș, ci și de grosimea bancului de cărbune ce se lasă în tavan și de tipul funcțional în care se încadrează echipamentul.

Neglijarea unuia din acești factori conduce la erori în ceea ce privește curba medie de distribuție a presiunii miniere din care poate să rezulte alegerea de echipamente necorespunzătoare.

Din analiza influenței pe care o exercită geometria susținerilor mecanizate asupra distribuției de tensiuni în subansamblele acestora, precum și asupra gradului de solicitare al stîlpilor hidraulici, rezultă că, pentru a rezista condițiilor de solicitare determinate de geometria pe care o realizează echipamentul, acesta trebuie să fie dimensionat pentru a prelua tensiunile cele mai mari care se dezvoltă sub influența caracteristicilor geometrice ale părții îngrăditor-susținătoare, condiție care — în prezent — este îndeplinită de marea majoritate a tipurilor de susținere. Realizarea acestei condiții duce însă la construcții robuste, de greutate mare, precum și la alte dezavantaje (preț de cost ridicat, manevrabilitate scăzută, consum mare de materiale etc.).

Pentru a remedia aceste deficiențe soluția ar fi aceea a proiectării și executării secțiilor pentru gama de înălțimi concrete care urmează să fie realizate în exploatare, ținînd seama de faptul că durata de amortizare a unei secții nu o depășește pe cea de exploatare a cel mult două panouri.

Pentru condiții geologo-tehnice date se poate alege geometria părții îngrăditoare a echipamentului, care să asigure o distribuție cît mai uniformă a tensiunilor în subansamble, precum și o plasare a forțelor rezultante maxime pe direcția centrului de greutate al echipamentului.

Geometria susținerii mecanizate ar trebui să sufere cît mai puține modificări în gama de înălțimi pentru care a fost proiectată.

Înclinarea scutului, prin modificarea înălțimii de lucru, trebuie să varieze cît mai puțin, pentru ca susținerea să preia, în aceleași condiții, presiunea minieră și să dirijeze rocile din acoperiș spre spațiul excavat; distanța de la frontul de lucru pînă la vîrful grinzii (cozorocului) să fie cît mai mică și să nu se modifice substanțial o dată cu modificarea înălțimii de lucru, iar poziția punctului de aplicare al forțelor rezultante maxime să nu varieze în limite care ar determina dezechilibrarea secțiilor mecanizate.

Adaptabilitatea echipamentului de susținere ce urmează a fi utilizat la exploatarea cărbunelui din fiecare panou trebuie studiată, pornind și de la următoarele date:

— proprietățile fizico-mecanice și în special reologice ale cărbunelui și ale intercalațiilor de steril;

— proprietățile fizico-mecanice ale rocilor din coloana litologică acoperitoare;

— înclinarea zăcămîntului;

— tectonica și microtectonica;

— condițiile hidrogeologice;

— domeniul de variație a grosimii exploatabile;

— regimul de presiune minieră.

Măsurările de presiune efectuate în ultimii 10 ani, prin înregistrarea presiunii fluidului din stîlpii hidraulici, nu reprezintă regimul de presiune caracteristic, ci gradul de solicitare al acestora.

Din concluziile obținute în cadrul testărilor reologice efectuate în alte studii pe cărbune și pe rocile din intercalații, a rezultat că înălțimea de exploatare a unei felii este limitată de rezistența în timp a frontului.

Instalaţie pentru devierea jetului şi scurtarea conductei de rambleu

Ing. **A. Preda**, ing. **V. Caramete**, ing. **I. Gheorghe**, sing. **I. Banetti**
I.C.I.T.P.M.H. Petroşani

I. Aspecte generale

Problemele legate de necesitatea rambleierii spaţiului exploatat devin tot mai acute într-o serie de ţări, prin trecerea la exploatarea rezervelor de la adîncimi mari, precum şi a celor localizate în pilierii de rezervă.

În ultimii 10—15 ani, pentru extinderea mecanizării complexe şi a exploatării în felii a stratelor groase, se depun eforturi susţinute în direcţia realizării unui rambleu consolidat, care să creeze condiţii favorabile de exploatare şi utilizare a mijloacelor de mecanizare moderne.

În condiţiile minelor din Valea Jiului, folosirea rambleierii spaţiilor exploatate este necesară, avînd în vedere extragerea rezervelor din pilieri, precum şi exploatarea la adîncimi mari.

Atît pentru reducerea fenomenelor de deformare a masivului şi a suprafeţei, cît şi pentru creşterea gradului de mecanizare la exploatarea stratelor groase cu înclinare mare, una dintre căile de soluţionare o constituie realizarea rambleului pneumatic consolidat.

Calitatea masivului de rambleu, în funcţie de cerinţele tehnice ce i se impun, depinde de o serie de factori şi, în principal, de calitatea materialului folosit, componenţa granulometrică, precum şi de natura şi cantitatea liantului utilizat.

Pentru realizarea rambleului pneumatic consolidat se impune mecanizarea pe întregul flux, de la pregătirea materialului şi pînă la punerea acestuia în spaţiul exploatat. Pe această linie a fost realizată instalaţia IRP-150, prevăzută a funcţiona cu conducte de rambleu Ø 175 mm pentru transportul rambleului pneumatic.

În condiţiile metodelor de exploatare aplicate la stratele groase, pentru creşterea capacităţii de rambleiere, precum şi pentru realizarea unui grad ridicat de umplere a spaţiului excavat, s-a conceput şi realizat, în fază de prototip, instalaţia de deviere a jetului şi scurtarea conductei de rambleu în timpul funcţionării.

II. Descrierea constructivă şi funcţională

Instalaţia de deviere a jetului şi scurtarea conductei este utilizată la rambleierea spaţiilor exploatate, cu rambleu pneumatic consolidat cu cenuşă de termocentrală, în lucrările miniere orizontale. După cum arată şi denumirea, aceste dispozitive permit orientarea jetului prin devierea conductei de rambleu în timpul funcţionării şi scurtarea coloanei cu cîte un element al conductei de rambleu.

Dispozitivul de deviere a jetului, prezentat în figură, se compune din coloana de conducte, prevăzută cu două articulaţii sferice înseriate, în scopul realizării mobilităţii necesare devierii jetului, partea fixă a conductei de rambleu, care este susţinută de o sanie confecţionată din profile laminate în construcţie sudată, iar partea mobilă, care execută devierea, este ghidată de cadrul de rotire. Acesta este articulat cu corpul saniei şi poate executa o mişcare de

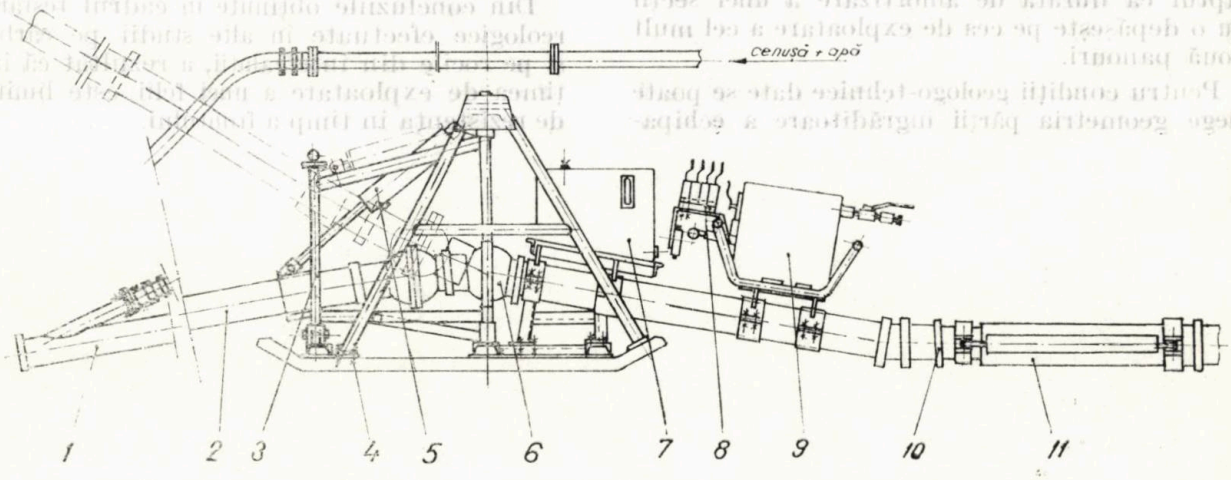


Fig. 1. Dispozitiv de deviere a jetului şi scurtarea conductei de rambleiere:
1 — racordul conductei de rambleu; *2* — tub de rambleu; *3* — cadru de rotire; *4* — sanie de aşezare; *5* — cilindru hidraulic de ridicare; *6* — articulaţie sferică; *7* — rezervor; *8* — pupitru de comandă; *9* — pompă hidropneumatică; *10* — brăţară de cuplare; *11* — dispozitiv de scurtare a jetului de rambleu.

rotație parțială în plan orizontal, sprijinindu-se cu ajutorul unei role pe traversa anterioară a saniei dispozitivului.

Mișcarea de deviere este realizată prin acțiunea a doi cilindri hidraulici, cilindrul de ridicare și cilindrul de rotire ; prin combinarea deplasărilor acestora se obține raza de acțiune necesară pentru a acoperi secțiunea lucrării miniere care trebuie rambleiată.

Conducta de rambleu se articulează cu ajutorul a două racorduri sferice, care permit orientarea jetului în orice zonă a lucrării miniere, unghiul de deviere maxim total fiind de 20°. Aceste articulații sînt montate între partea fixă și partea mobilă de deviere a conductei de rambleu.

Pe măsură ce lucrarea minieră se rambleiază, instalația lucrînd în retragere, este necesară scurtarea coloanei conductelor de rambleu, respectiv păsirea instalației. Această manevră este posibilă prin acționarea dispozitivului de scurtare de conductă.

Dispozitivul de scurtare se compune din două perechi de conducte telescopice, care se pot extinde sau plia cu ajutorul a doi cilindri hidraulici așezați paralel pe părțile laterale ale conductelor. Cele două dispozitive de scurtare sînt înseriate și intercalate între două elemente de conductă de rambleu, după dispozitivul de deviere, avînd cursa de 1 m fiecare, deci o cursă totală de 2 m, echivalentă cu lungimea unui element de conductă de rambleu, care se elimină din coloană la o scurtare.

Acționarea cilindrilor hidraulici se asigură de o pompă hidropneumatică, utilizată la instalațiile de umectare a straturilor în subteran. Aceasta prezintă avantajul că este acționată cu aer comprimat de la rețeaua din zonă.

Pompa hidropneumatică este montată împreună cu rezervorul de emulsie (3—5% ulei emulsionabil în apă) și pupitrul de comandă pe tronsonul fix de conductă de rambleu, situat în imediata vecinătate a dispozitivului de deviere.

Pupitrul de comandă este relativ simplu, în componența lui fiind o baterie de distribuție de tip minier, cu patru module destinate acționării cilindrilor hidraulici de ridicare, de rotire, respectiv pentru acționarea celor două perechi de cilindri ai dispozitivului de scurtare. Presiunea agentului hidraulic este indicată de un manometru, iar pentru menținerea jetului într-o anumită poziție, cilindrul de ridicare este prevăzut cu supapă de sens deblocabilă.

III. Caracteristici tehnice

— Unghiul de deviere a jetului, ± 20° ;
— cursa totală de scurtare, 2 040 mm ;
— presiunea nominală de acționare :
  • aer comprimat, max. 6 bar ;
  • agent hidraulic, max. 50 bar ;
— dimensiuni de gabarit :
  • lungimea dispozitivului de deviere, 3 800 mm ;
  • lungimea unui dispozitiv de scurtare, 1 700 mm ;
  • lungimea totală a instalației, 12 600 mm ;
  • lățimea maximă, 900 mm ;
  • înălțimea maximă, 1 500 mm ;
— înălțimea maximă de rambleiere, 3 000 mm ;
— masa totală a instalației, 1 600 kg.

IV. Deservirea instalației

Pentru pornirea instalației, se deschide robinetul de alimentare a pompei hidropneumatice cu aer comprimat, se reglează presiunea agentului hidraulic la 50 bar, după care se fac manevrele de poziționare a conductei mobile de rambleu, cît și manevrele de extindere și închidere a dispozitivului de scurtare.

După efectuarea acestor manevre pregătitoare, se poate porni instalația de rambleu pentru umplerea spațiului respectiv, aplicînd, după necesitate, comenzi de la pupitrul de comandă pentru devierea jetului.

După ce spațiul respectiv a fost umplut, se oprește alimentarea cu material de rambleiat în vederea efectuării scurtării conductei, care comportă următoarele operații :

— după ce dispozitivele de scurtare au fost pliate, se scoate un element de conductă de lîngă dispozitiv și se îndepărtează din coloană ;
— se extind cele două tronsoane telescopice ale dispozitivelor de scurtare sub acțiunea cilindrilor hidraulici și se cuplează de flanșa elementului următor de conductă ;
— se acționează pe rînd cele două perechi de cilindri hidraulici ai dispozitivului, realizînd astfel păsirea, prin retragere, a saniei dispozitivului de scurtare.

După efectuarea acestor operații se poate relua ciclul de rambleiere.

Pentru deservirea acestei instalații sînt necesari cel puțin doi manipulanți, unul care manevrează dispozitivul de deviere a jetului și unul care supraveghează instalația de rambleiat pneumatic.

Materialul utilizat pentru rambleiere este constituit din steril cu granulația maximă de 80 mm, care este antrenat pe conducte prin acțiunea aerului comprimat, la o presiune de 6 bar, consolidat cu cenușă de termocentrală, în amestec cu apă, realizînd astfel un liant corespunzător pentru materialul de bază.

V. Aspecte privind utilizarea instalației

În prezent prototipul instalației de deviere a jetului de rambleu și scurtarea conductei au fost realizate și testate în condiții de uzină și stand-pilot, cu rezultate bune, urmînd ca în etapa următoare să continue experimentările în condițiile reale de mină.

Sistem de blocare a combinelor pe transportor

Ing. V. Prelošek, ing. I. T. Bălan, ing. V. Diaconu
I.C.I.T.P.M.H. Petroşani

I. Generalităţi

În cazul suprasolicitării lanţului de combină sau în cazul apariţiei unor şocuri puternice, există posibilitatea ca lanţul de tracţiune, ajuns la un anumit grad de uzură, să se rupă. În această situaţie pentru abatajele înclinate sînt utilizate trolii de siguranţă care, cu ajutorul unui cablu, împiedică combina să alunece în lungul abatajului.

Situaţia devine mai dificilă în cazul abatajelor cu înclinare de 45°; la ruperea lanţului de tracţiune există posibilitatea de rupere şi a cablului troliului de siguranţă.

O asemenea situaţie prezintă un pericol deosebit, combina în mişcare necontrolată producînd grave avarii în abataj şi chiar accidente umane.

Pentru a asigura blocarea combinei în cazul ruperii simultane a lanţului de tracţiune şi a cablului de siguranţă, sînt necesare dispozitive care să realizeze blocarea combinei, împiedicînd alunecarea ei.

Ca urmare a fost proiectat şi executat un dispozitiv cu gheară clichet, care asigură blocarea combinei pe transportor.

Întrucît acest dispozitiv realizează blocarea combinei prin prinderea ghearei de racleta transportorului, sistemul nu este considerat suficient de sigur.

În cazul combinelor grele şi înclinărilor de 45°, energia cinetică acumulată de combină, pînă la prinderea ghearei în racletă, poate fi suficientă pentru a conduce la ruperea acesteia sau a lanţului transportorului; acest sistem, în cazul mersului transportorului, nu realizează oprirea combinei.

În acest context a fost conceput un nou sistem de blocare a combinei pe transportor, care să realizeze blocarea sigură a combinei pe transportor în cazul ruperii lanţului de tracţiune.

Acest sistem, bazat pe un mod nou de acţionare, este prezentat în principiu, el putînd fi adoptat la orice tip de comandă.

II. Descrierea construcţiei

Constructiv, sistemul de blocare a combinelor cuprinde două corpuri asamblate rigid *1* şi *2*, care cuprind ţeava de ghidare *3* a combinei fixată de transportor. În locaşul dintre cele două corpuri se găseşte falca mobilă *4*, care poate glisa pe ghidajele *5* şi rolele *6* fixate pe corpul superior şi inferior. La falca mobilă este fixată tija de acţionare *7*, care este introdusă într-o ţeavă, în care se găseşte şi arcul de acţionare *8*. La celălalt capăt al tijei este fixat cablul de tracţiune, care este trecut peste o serie de role şi în celălalt capăt este piesa de legătură cu lanţul de tracţiune.

Dispozitivul se plasează pe partea din aval a combinei cu capătul tijei în jos.

III. Caracteristici tehnice

— forţa din arc, în cazul dispozitivului deschis, circa 34 kN;
— forţa de apăsare a arcului la închiderea dispozitivului, 10 kN;
—forţa iniţială de blocare, . . circa 34 kN;
— cursa tijei, ... 140 mm;
— masa, ... circa 60 kg.

IV. Descrierea funcţionării

În timpul tracţiunii combinei în lungul abatajului, în sus, lanţul este întins. Forţa din lanţ este transmisă cablului de tracţiune prin intermediul unei piese de legătură şi de aici la tija de acţionare *7*; cursa piesei de legătură este limitată.

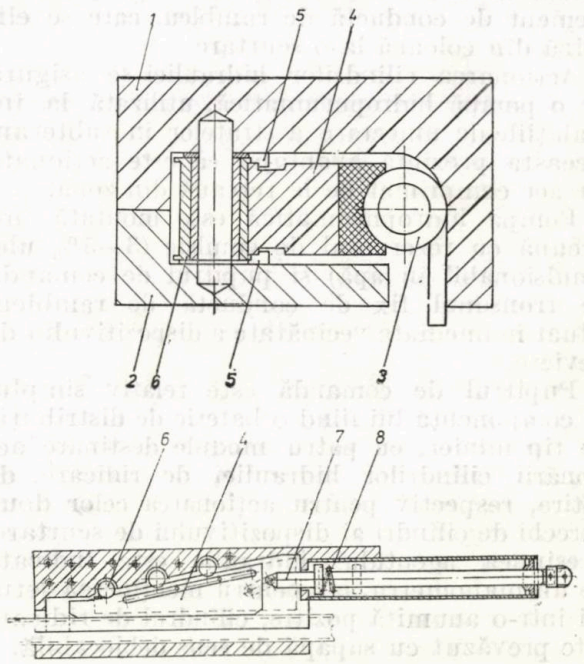


Fig. 1.

Sub acţiunea forţei de tracţiune arcul *8* al dispozitivului se comprimă, falca mobilă este retrasă, iar dispozitivul glisează pe ghidajul *3*.

În cazul ruperii lanţului dispare forţa de tracţiune, arcul se destinde, falca este împinsă

înainte și, datorită efectului de pană, apare o puternică forță de apăsare pe ghidaj, ceea ce conduce la apariția forței de frecare. Din acest moment apare și autoîmpănarea, producîndu-se blocarea dispozitivului pe ghidaj, respectiv blocarea combinei.

Deblocarea se produce la simpla tracțiune a lanțului combinei.

La mersul combinei în jos, cînd ramura superioară a lanțului nu este tensionată, dispozitivul poate fi blocat prin fixarea piesei de legătură dintre lanț și cablu.

Posibilități de împușcare în condiții de siguranță în zăcămintele de sulf

Ing. **M. Holinschi**, ing. **S. Tat**
C.C.I.T.P.S.M. Petroșani

Praful de sulf, produs în cantitate mare la lucrările de împușcare, prezintă un pericol de explozie foarte ridicat datorită temperaturii scăzute la aprindere (cca. 300° C) și concentrațiilor minime explozive foarte scăzute (5—29 g/m³). În contact cu flacăra sau cu gazele fierbinți rezultate la împușcare poate fi aprins foarte ușor.

Explozia prafului cu sulf este însoțită, de regulă, de :

— degajări importante de gaze cu sulf (SO_2 și H_2S) a căror cantitate la front poate să atingă 1% sau chiar mai mult;

— propagarea undei de flacără în lucrarea minieră;

— undă de șoc.

Iată de ce există o preocupare majoră în ceea ce privește studierea mecanismului de explozie a prafului de minereu cu sulf, care să permită elaborarea unor tehnologii de împușcare eficiente și să asigure și un grad ridicat de securitate.

În acest sens s-au elaborat metodologii pentru înregistrarea și interpretarea exploziilor de praf de minereu cu sulf, precum și măsuri de inhibare a acestora.

În instalațiile de încercare au fost modelate diferite tipuri de explozii, la care sursa de aprindere a norului de praf de minereu cu sulf preformat au fost atît explozivii ordinari (dinamita), cît și explozivul de siguranță față de sulf (SS). Praful cu conținuturi de sulf total cuprins între 30 și 55 % a fost pus în suspensie pe diferite lungimi ale camerei de detentă, cu circa 200 ms înainte de declanșarea explozie.

În figura 1 se prezintă schița tunelului cu locațiile traductoarelor ce urmăresc desfășurarea fenomenului, a aparaturii de amplificare-înregistrare, precum și modul de extragere a informațiilor de pe suportul de înregistrare.

Din analiza rezultatelor împușcărilor efectuate se desprind următoarele.

a. Parametrii ce caracterizează procesul de explozie sînt influențați, în principal, de conținutul în sulf total (sulf liber + sulf legat) al minereului din zăcămînt; mărimea particulelor de praf cu sulf; umiditatea prafului cu sulf; sursă de inițiere (natura, temperatura, poziția, durata etc.).

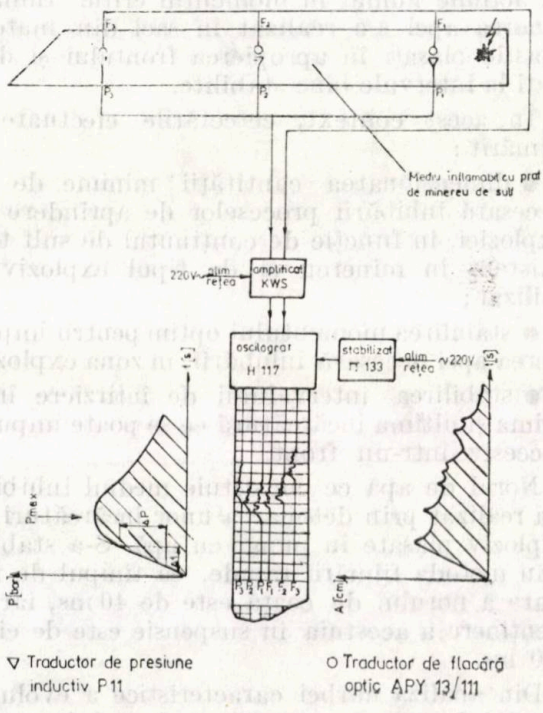


Fig. 1

b. Propagarea frontului de flacără se desfășoară pe toată lungimea suportului inflamabil (praf cu sulf) aflat în suspensie.

c. Aprinderea mediului inflamabil de praf cu sulf este însoțită întotdeauna de o creștere apreciabilă a concentrației de SO_2.

Pentru inhibarea proceselor de aprindere sau de explozie a mediilor inflamabile menționate, tehnologia de împușcare trebuie să țină seama de factorii ce influențează caracterul de reacție explozivă al acestora.

În condițiile concrete de executare a lucrărilor de împușcare în minereul cu sulf, evitarea proceselor de aprindere sau explozie se poate

realiza prin creşterea umidităţii prafului cu sulf ce se formează în procesul de derocare. Cercetările au evidenţiat faptul că pierderea caracterului exploziv al prafului cu sulf se realizează la o umiditate mai mare de 9,5%.

În intervalul extrem de scurt cînd în front se realizează o cantitate mare de praf, ca urmare a lucrărilor de împuşcare, praf ce se găseşte în contact cu gazele fierbinţi, sistemele de umezire (pulverizatoare, buraj cu apă etc.) nu sînt eficiente, întrucît debitul de apă al acestora este cu totul insuficient. În acest interval de timp, care se poate defini ca moment critic de producere a aprinderilor şi exploziilor, este necesar ca sistemele de umezire să debiteze în zona exploziei cantităţi mari de apă într-un timp foarte scurt, pentru înhibarea posibilelor aprinderi sau explozii.

Pentru rezolvarea acestei probleme se impune depozitarea unor cantităţi de apă ce vor intra în acţiune numai în momentul critic. Înmagazinarea apei s-a realizat în saci din material plastic plasaţi în apropierea frontului şi detonaţi la intervale bine stabilite.

În acest context, cercetările efectuate au urmărit :

- dimensionarea cantităţii minime de apă necesară inhibării proceselor de aprindere sau exploziei, în funcţie de conţinutul de sulf total existent în minereu şi de tipul explozivului utilizat ;
- stabilirea momentului optim pentru împrăştierea apei necesară înhibării, în zona exploziei ;
- stabilirea intervalului de întîrziere între prima şi ultima încărcătură ce se poate împuşca succesiv într-un front.

Norul de apă ce constituie mediul inhibitor s-a realizat prin detonarea unor încărcături de exploziv plasate în pungi cu apă. S-a stabilit, prin metoda filmării rapide, că timpul de formare a norului de ceaţă este de 40 ms, iar de menţinere a acestuia în suspensie este de circa 500 ms.

Din analiza curbei caracteristice a evoluţiei norului de apă se constată că timpul de menţinere în suspensie a acestuia este mai mare decît intervalul de timp între prima şi ultima încărcătură care se împuşcă succesiv într-un front, utilizînd capse milisecundă.

Altfel spus, timpul de menţinere în suspensie a mediului inhibitor este mai mare decît timpul în care există posibilitatea de generare a unui nor de praf cu caracteristici inflamabile.

Cunoscînd timpul de formare şi menţinere în suspensie a norului de apă s-a stabilit momentul optim pentru împrăştierea apei în zona exploziei, precum şi intervalul de întîrziere între prima şi ultima încărcătură ce se împuşcă succesiv în front.

La stabilirea acestora s-a avut în vedere şi timpul după care începe deplasarea rocii sub efectul exploziei.

Experimentările efectuate, în tunelurile experimentale, au pus în evidenţă posibilitatea înhibării aprinderilor sau exploziilor prafului de minereu cu sulf.

Rezultatele optime pentru condiţia de inhibare au stat la baza definitivării tehnologiei de împuşcare, în vederea exploatării subterane a zăcămîntului de sulf, precum şi a instrucţiunilor de tehnica securităţii aferente acesteia.

Tehnologia de împuşcare prevede utilizarea explozivului de siguranţă faţă de sulf (SS) sau a explozivilor ordinari (dinamita) sub protecţia unui nor de ceaţă creat prin explodarea în avans a unor saci umpluţi cu apă. Cantitatea specifică de apă (l/m^2) necesară pentru condiţia de înhibare s-a stabilit în funcţie de conţinutul de sulf total (%) existent în front şi tipul explozivului ce se utilizează.

De asemenea, s-au stabilit numărul şi modul de plasare a sacilor, momentul de punere în suspensie a apei, precum şi intervalul de întîrziere între prima şi ultima încărcătură din front.

Eficienţa măsurilor de înhibare a aprinderilor sau exploziilor prafului cu sulf s-a confirmat prin rezultatele experimentărilor executate în mină, asigurîndu-se astfel condiţiile de securitate necesare lucrărilor de împuşcare din subteran.

Consolidarea prin procedee fizico-chimice a rocilor instabile

Ing. **V. Kruppa**, ing. **Viorica Petrov**,
sing. **I. Cismaş**, tehn. **Z. Loy**

Institutul de cercetări, inginerie tehnologică şi proiectări miniere pentru huilă Petroşani

I. Introducere

Consolidarea prin procedee fizico-chimice constituie o metodă eficientă de creştere a stabilităţii rocilor înconjurătoare şi a cărbunelui în timpul săpării lucrărilor miniere în zonele cu deranjamente tectonice, care constă în consolidarea cu substanţe chimice a masivului deranjat. Acest procedeu prezintă o deosebită importanţă pentru consolidarea preliminară a rocilor în abataje. Prin aceasta se preîntîmpină situaţiile de avarii în fronturi, care ar putea fi cauzate de surparea rocilor din tavan şi din pereţii lucrărilor miniere, se păstrează configuraţia tavanului, se creează regimul de lucru al susţinerii în condiţiile normale, se reduc perioadele de stagnare a complexelor mecanizate, se asigură stabilitatea necesară a intersecţiilor dintre abataje şi galeriile direcţionale, se reduce volumul de manoperă ca urmare a înlăturării situaţiilor de avarii, se îmbunătăţesc condiţiile de întreţinere a galeriilor, îndeosebi în cazul folosirii repetate a acestora, scade conţinutul de cenuşă în cărbune, se economisesc materiale şi sporeşte securitatea muncii minerilor.

Rezolvarea acestor probleme asigură creşterea producţiei în abataj şi ritmicitatea funcţionării acestuia, în condiţiile unor tavane false sau altor cazuri de instabilitate a rocilor.

II. Stadiul cercetărilor privind stabilirea liantului indicat a se folosi

Din cercetările şi experimentările efectuate, rezultă că liantul indicat a se folosi trebuie să îndeplinească următoarele condiţii :

— fluiditate foarte mare, astfel încît la o viscozitate dinamică de ordinul 10 — 25 cP (1,5 — 2° E) să pătrundă în porii cărbunelui sau rocilor la o presiune de circa 30—60 bar;

— să fie un amestec coloidal, fără a conţine particule care se segregă în faze solidă şi lichidă;

— să aibă o rezistenţă la compresiune şi la tracţiune de minimum 25 — 30 daN/cm^2;

— să aibă proprietăţi superioare de udare şi de lipire la cărbune şi la rocile înconjurătoare;

— să aibă o întărire rapidă după injectare;

— să nu fie dăunător asupra personalului de execuţie;

— să nu influenţeze negativ caracteristicile de spălare sau flotare şi caracteristicile de bază ale produselor finale;

— să nu mărească tendinţa de autoaprindere a cărbunelui;

— să nu fie prea costisitor;

— instalaţiile de punere în operă a liantului să fie simple, cu gabarite mici, portabile şi pe cît posibil să fie acţionate cu aer comprimat.

Analizînd criteriile de selectare a lianţilor prezentate anterior, au fost puşi în discuţie şi supuşi testărilor lianţii pe bază de silicat de sodiu, lianţii magnezieni şi lianţii pe bază de răşini ureoformaldehidice, cu diferite conţinuturi de formol liber şi cu diferite viscozităţi.

În urma experimentărilor efectuate cu silicatul de sodiu cu modul peste 3, întărit cu o soluţie pe bază de acetat de etil şi acvafil pastă, acesta a corespuns în totalitate, sub aspectul viscozităţilor, al gradului de penetrare în microfisuri, a timpului de gelifiere, constatîndu-se însă neajunsuri datorită : rezistenţei la compresiune relativ reduse, respectiv aderenţă redusă la cărbunele de Valea Jiului; costului ridicat al acetatului de etil; acţiunii toxice a acetatului de etil asupra organismului uman în caz de depăşire a CMA de 500—800 mg/m^3 aer; caracteristicilor inflamabile şi explozive ale acestuia, ceea ce complică condiţiile de manipulare a produsului în lucrările miniere subterane cu atmosferă grizutoasă.

În urma experimentărilor cu lianţii magnezieni indigeni, compuşi din oxizi de magneziu şi clorură de magneziu, s-a constatat că aceştia au proprietăţi total netoxice asupra organismului uman şi nu dau naştere, prin reacţii auxiliare, la produse inflamabile sau toxice. Unele neajunsuri s-au constatat în ce priveşte aderenţa mică a liantului pe cărbune tip Valea Jiului, penetrarea mai greoaie a acestuia în microfisuri (peste 60 bar), segregarea liantului în timpul injecţiei în fază lichidă şi în fază solidă, slăbirea rezistenţei mecanice a liantului la viscozităţi mici (15 — 35 cP), nereuşind a se obţine o eficienţă tehnică corespunzătoare. În prezent cercetările sînt orientate spre formarea unor amestecuri de lianţi polimagnezieni, cu caracteristici mecanice îmbunătăţite prin adaos de latex de butadien sau acetat de vinil, în scopul creşterii rezistenţei la lipire. Liantul poate fi utilizat pentru consolidarea macrofisurilor, domeniu în care viscozitatea de lucru poate fi crescută pînă la 500 — 1 500 cP.

În decursul anilor 1984 — 1986 un volum mai mare de cercetări de laborator şi experimentări au fost efectuate cu lianţii ureoformaldehidici. Au fost supuse încercărilor tipurile de lianţi Urelit P şi Urelit S cu formol liber de

1—2 % și Viron 500 și 622, cu formol liber redus sub 0,1 — 0,2 %. În prima etapă s-a încercat consolidarea macrofisurilor cu rășinile ureoformaldehidice tip Urelit P și Urelit S, în caz de surpări, traversare de zone necoezive, cu tendință de surpare, constatîndu-se că la utilizarea pe o lucrare a unei cantități de 700 — — 1 000 l/zi rășină, în prima zi, la un aeraj de 70 — 100 m^3/min s-a depășit conținutul admis de formol (CMA) de 4 mg/m^3 aer în lucrarea minieră respectivă.

Calitatea consolidărilor realizate a fost corespunzătoare, neridicînd probleme deosebite la traversarea zonei consolidate. Depășirea CMA de 4 mg/m^3 aer pentru formol a orientat cercetarea spre studierea posibilităților de reducere a formolului liber din masa rășinii. Încercările de laborator au fost realizate cu tipul de rășini Viron 500 și 622, întărite cu soluții de acizi minerali (acid fosforic și acid clorhidric), acizi organici, acid oxalic, acid acetic, acid citric și săruri acide (clorură ferică).

S-a constatat că prin reducerea formolului liber, fenomenul de deformație în timp a epruvetelor se accentuează, epruvetele degradîndu-se în condiții de laborator, la o umiditate relativă de 65 — 75 % în timp de 2 — 3 zile. În subteran, la o umiditate relativă de 90 — —95 % și în prezența unei probe cu volum mare cu adaos de NaCl, fenomenul de fisurare și deformație a epruvetei a apărut în timp relativ scurt (0,5 — 4 ore), însă a progresat în adîncimea masei de roci consolidate numai circa 10 — 15 cm, în timp de 1 an.

Fenomenul de deformație apare mai accentuat atunci cînd viscozitatea soluției rășinoase tinde spre soluții apoase. Acest fenomen limitează utilizarea rășinii în scopul consolidării microfisurilor din roci și cărbune. Faptul că la consumuri mari de rășină pe zi nu se depășește CMA stabilit, pentru formol, această rășină poate fi utilizată la consolidarea rocilor necoezive, cu macrofisuri cu tendință de surpare, prin injectarea la presiuni relativ joase, de 10 — 15 bar și viscozități de ordinul 1 500 : 6 000 cP. Utilizarea la viscozități mari a rășinii în timpul de gelifiere reglat, de 5 — 10 min, permite reducerea pierderilor de lianți prin neetanșeitățile ecranului de reținere.

În etapa a doua a cercetărilor efectuate au fost reluate rășinile ureoformaldehidice cu conținut de formol de 1 — 2 % (Urelit P și Urelit S) pentru consolidarea microfisurilor de cărbune și rocilor tensionate. Cu ocazia experimentărilor efectuate în subteran s-a observat că, în condițiile utilizării unor cantități relativ mici de liant, presat în rețeaua de microfisuri, nu există tendință de depășire a CMA pentru formol. Acest lucru a încurajat cercetarea și s-a elaborat o tehnologie adecvată atît pentru consolidarea microfisurilor, cît și a macrofisurilor, cu lianți ureoformaldehidici.

Dintre întăritorii enumerați anterior, din motive de agresivitate a unora dintre ei asupra organismului uman sau asupra părților metalice ale instalației, s-a selectat acidul oxalic pentru consolidarea microfisurilor. Cu acidul oxalic, prin folosirea rășinilor tip Viron, după o oră de la punerea în operă a liantului, au fost obținute rezistențe la compresiune de 40 — 60 daN/cm^2, iar după o zi de 150 — 200 daN/cm^2. Prin folosirea acidului citric, ca întăritor în cazul consolidării microfisurilor, este posibil de obținut, după 4 — 6 ore de la injectare, o rezistență de 25 — 60 daN/cm^2, care este corespunzătoare. Avantajele folosirii acidului citric constă în comportarea complet netoxică asupra organismului uman și în gelifierea după 40 — 50 min, ceea ce permite presarea cu debite mici în masivul de cărbune și roci microfisurate.

III. Tehnologia de lucru creată pentru injectarea liantului în micro și macrofisuri

Pentru dezvoltarea bazei tehnice au fost concepute, proiectate, executate și experimentate — în cadrul Institutului de cercetări, inginerie tehnologică și proiectări pentru huilă din Petroșani — două tipuri de instalații denumite IIRUF—2 și IIRUF—4 (fig. 1 și 2).

Instalațiile pot prelua soluția rășinoasă și soluția întăritoare din vase protejate anticorosiv. Dozajul dintre cele două componente este proiectat la 1 : 3, în cazul instalației IIRUF—4, și de 1 : 2, în cazul instalației IIRUF—2.

Dozajele pot fi modificate după necesități, în funcție de caracteristicile fizice și parametrii materiilor prime utilizate, prin simplă montare la sorbul pompei soluției întăritoare a unor șaibe cu orificii standard.

În principal, instalațiile se compun din :

— 2 grupuri de pompare pentru componente (soluție rășinoasă și soluție spumantă) ;

— 1 motor pneumatic cu piston, cu mișcare rectilinie ;

— furtunuri de transport ;

— dispozitiv de amestec ;

— țeavă de injectare.

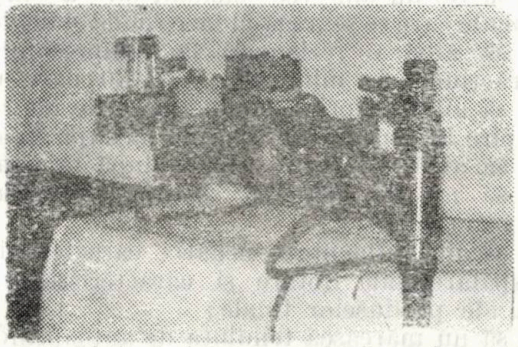


Fig. 1. Instalație de injectare a rășinii ureoformaldehidice IIRUF-2.

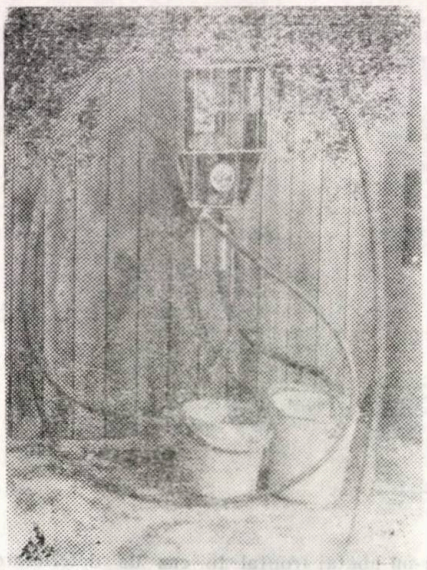


Fig. 2. Instalaţie de injectare a răşinii ureoformaldehidice IIRUF-4.

Caracteristicile tehnice ale celor două instalaţii realizate sînt cuprinse în tabelul 1.

Injectarea liantului în masivul de cărbune sau în rocile microfisurate se realizează prin găuri de mină obişnuite cu Ø 42 — 46 mm şi lungimea de 2 — 4 m, astfel amplasate, încît să traverseze un număr cît mai mare de plane de stratificaţie şi fisuri; injectarea găurilor se realizează prin tije de injectare cu etanşare mecanică cu manşon de cauciuc, putînd fi utilizate atît în schema de injectare individuală, cît şi în grup de mai multe găuri. Varianta din urmă poate realiza o întrepătrundere mai bună a suprafeţelor injectate.

Distanţa dintre găuri se alege în limitele 1,5 — 3 m, în funcţie de raza de acţiune a găurilor de injectare, respectiv de intensitatea de fisurare a masivului în curs de consolidare.

IV. Scheme tehnologice în care este recomandabilă intervenţia pentru consolidarea micro şi macrofisurilor

În urma experimentărilor efectuate în condiţii de mină, s-a ajuns la concluzia că lianţii ureoformaldehidici de tip Urelit P; Urelit S

Tabelul 1

Specificaţie	Instalaţie de injectare	
	IIRUF-2	IIRUF-4
Presiunea nominală a aerului comprimat, bar	2,5—4	2,5—4
Distanţa maximă între grupul de pompare şi dispozitivul de amestec, m	50	100
Debitul orar, l/h	250	180
Cursa pistonului, mm	60	80
Presiunea maximă dezvoltată de pompă, bar		
— la $P = 4$ bar	15	80
— la $P = 3{,}5$ bar	12,5	70
— la $P = 3$ bar	10	60
Dimensiunile de gabarit, mm	820×240×195	800×320×310
Greutatea totală, kg	60,6	77,1
din care:		
— grup pompare	22	38,5
— furtunuri de transport, $L = 10$ m	18	18
— dispozitiv de amestecare + furtunuri de evacuare	6,5	6,5
— tijă de injectare	14,1	14,1

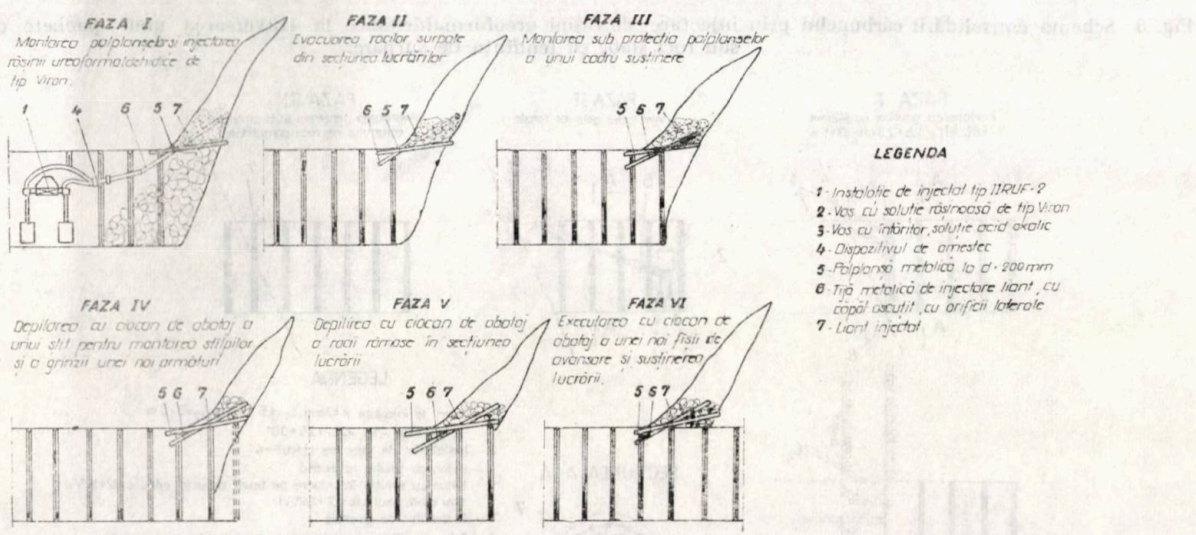


Fig. 3. Schema consolidării în galerii a rocilor necoezive cu tendinţă de surpare prin injectarea de răşini ureoformaldehidice tip Viron.

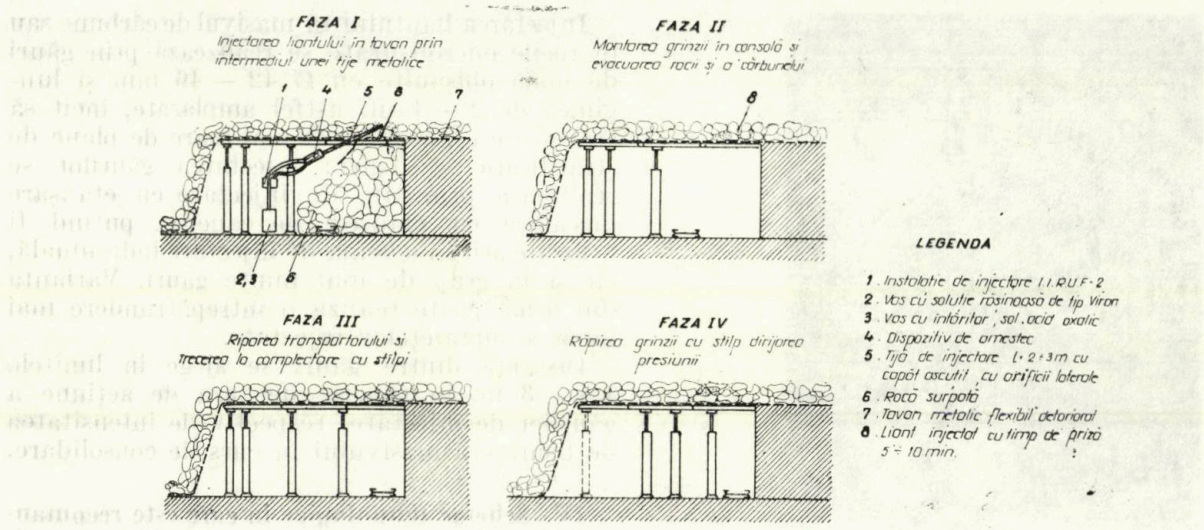


Fig. 4. Schema consolidării rocilor necoezive cu tendință de surpare într-un abataj frontal în caz de deteriorare a tavanului metalic flexibil folosind rășini ureoformaldehidice de tip Viron.

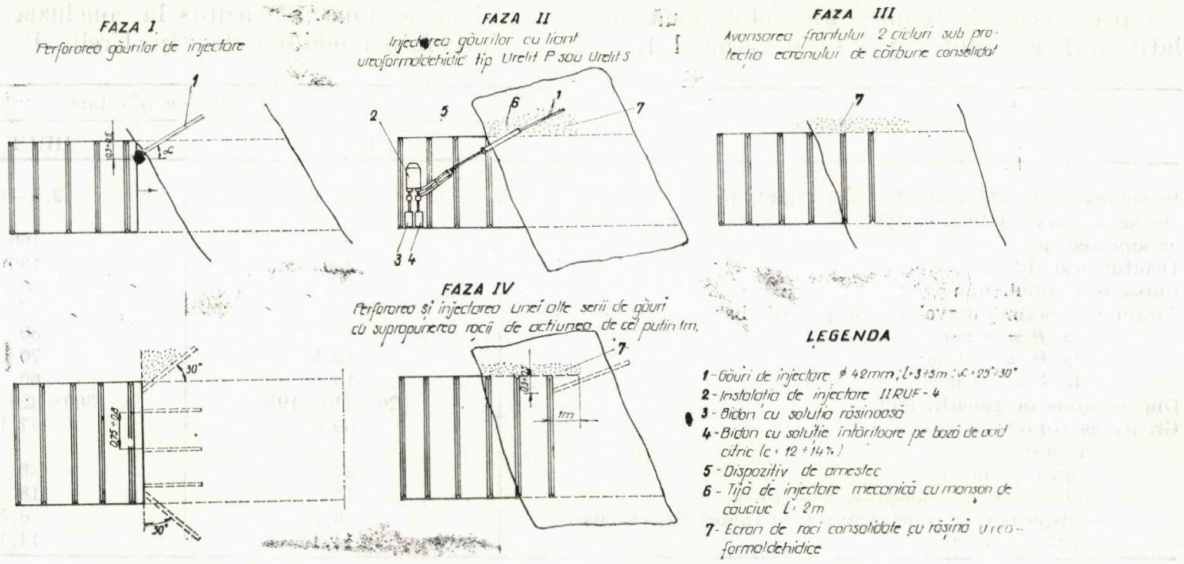


Fig. 5. Schema consolidării cărbunelui prin injectare de rășini ureoformaldehidice la traversarea unor pachete de cărbune sau roci slabe cu tendință de surpare.

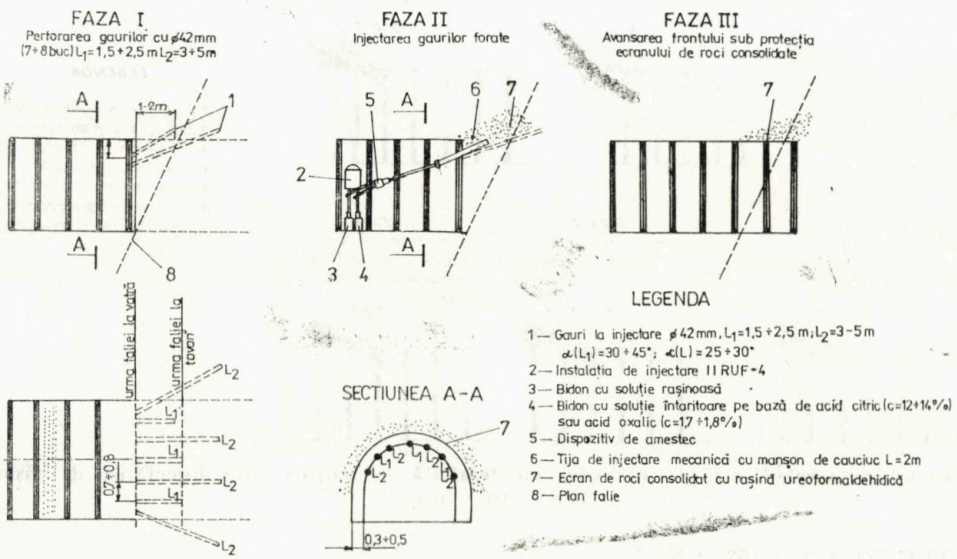


Fig. 6. Schema consolidării cu rășini ureoformaldehidice a rocilor slabe în cazul traversării unor zone de falii.

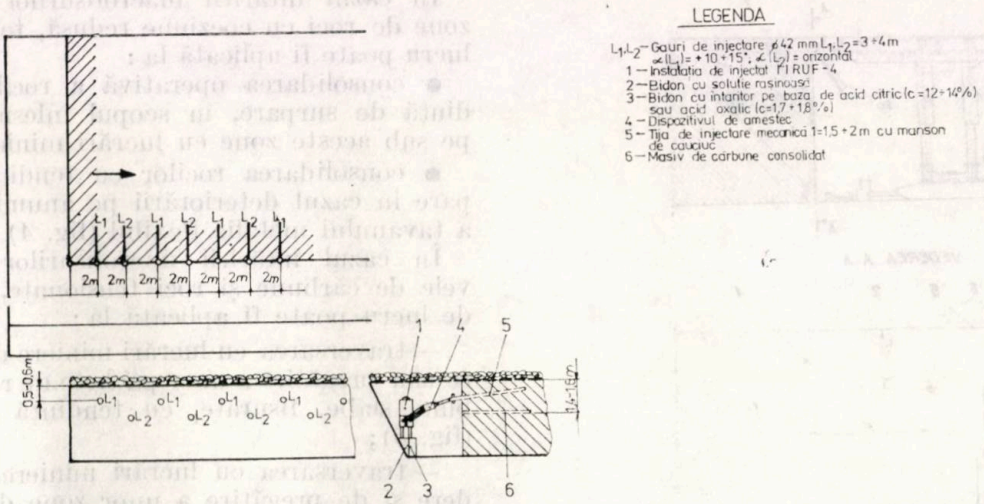


Fig. 7. Schema injectării cu rășini ureoformaldehidice a masivului de cărbune afectat de presiunea de reazem în vederea reducerii convergenței lucrărilor miniere de pregătire.

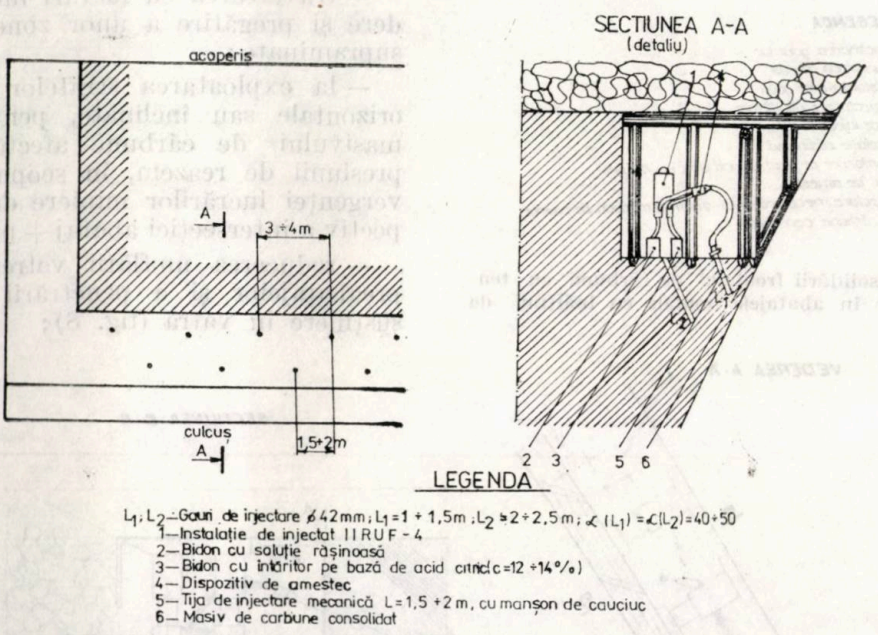
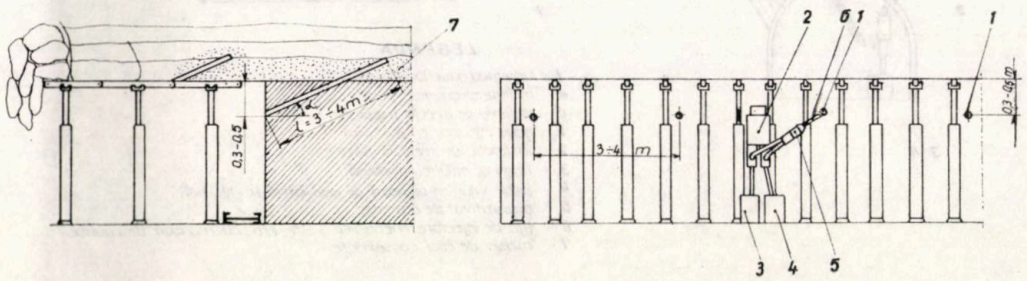


Fig. 8. Schema consolidării vetrei preabatajelor cu rășini ureoformaldehidice în vederea reducerii penetrării susținerii.



LEGENDA

∝ – înclinarea găurilor 25-30°
l – lungimea găurilor l = 3-4 m
1 – găuri de injectare cu parametrii ∝ și ϕ 42 mm
2 – instalație de injectat IIRUF-4
3 – bidon cu soluție rășinoasă
4 – bidon cu întăritor pe bază de acid citric (c = 12-14%)
5 – dispozitiv de amestec
6 – tijă de injectare mecanică l = 1,5-2 m cu manșon de cauciuc
7 – masiv de roci consolidate

Fig. 9. Schema consolidării rocilor cu tendință de surpare în abatajele frontale cu susținere individuală sau mecanizată.

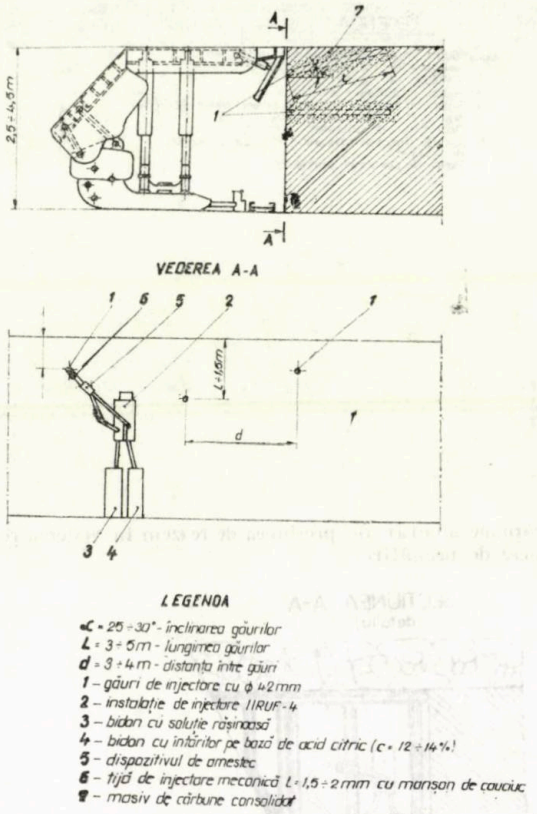


Fig. 10. Schema consolidării frontului de cărbune cu tendință de desprindere în abatajele frontale cu înălțimi de front de 2,5—4,5 m.

În cazul întăririi macrofisurilor și a unor zone de roci cu coeziune redusă, tehnologia de lucru poate fi aplicată la :

- consolidarea operativă a rocilor cu tendință de surpare, în scopul înlesnirii trecerii pe sub aceste zone cu lucrări miniere (fig. 3);
- consolidarea rocilor cu tendință de surpare în cazul deteriorării pe anumite porțiuni a tavanului metalic flexibil (fig. 4).

În cazul întăririi microfisurilor din masivele de cărbune și roci tensionate, tehnologia de lucru poate fi aplicată la :

— traversarea cu lucrări miniere de deschidere sau pregătire a unor pachete de roci sau cărbune slabe, fisurate, cu tendință de surpare (fig. 5);

— traversarea cu lucrări miniere de deschidere și de pregătire a unor zone de falii care pot provoca surpări (fig. 6);

— traversarea cu lucrări miniere de deschidere și pregătire a unor zone subminate sau supraminate;

— la exploatarea stratelor groase, în felii orizontale sau înclinate, pentru consolidarea masivului de cărbune afectat ca urmare a presiunii de reazem, în scopul reducerii convergenței lucrărilor miniere de pregătire, respectiv a intersecției abataj + preabataj (fig. 7);

— reducerea umflării vetrei de cărbune a preabatajelor și a penetrării elementelor de susținere în vatră (fig. 8);

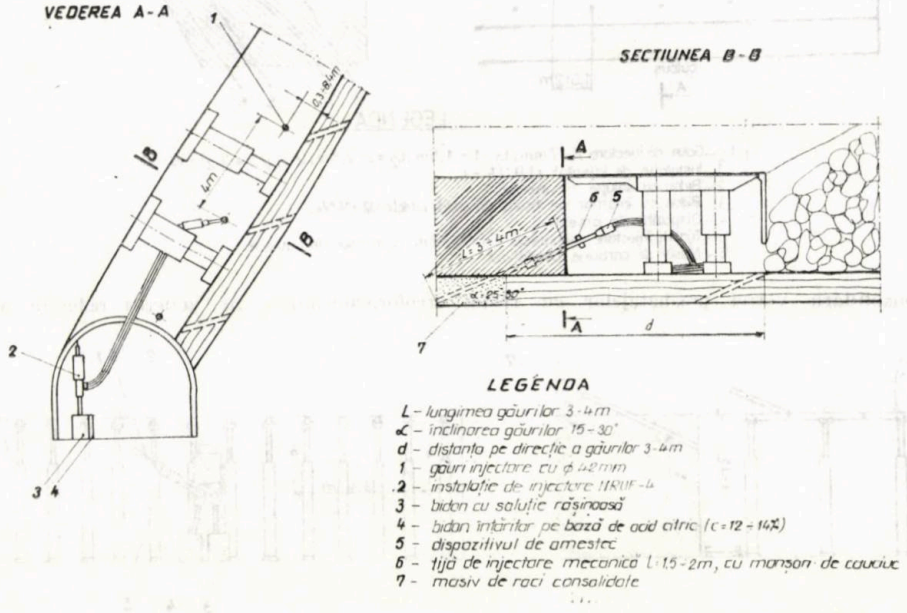


Fig. 11. Schema consolidării rocilor sau a cărbunelui din culcușul stratelor cu înclinare mare.

sau Viron pot oferi domenii largi de aplicabilitate în industria minieră, iar instalațiile concepute pot deveni — după omologare — o bază tehnică evidentă pentru realizarea lucrărilor de consolidare.

— consolidarea rocilor slabe din acoperiș cu tendință de surpare, în abatajele frontale cu tavan natural (fig. 9);

— consolidarea cărbunelui în abatajele frontale cu înălțimi cuprinse între 3 și 4,5 m, în

cazul cînd există zone critice, în care apare fenomenul de rupere în față a frontului de lucru (fig. 10);

— consolidarea rocilor sau a cărbunelui din culcușul stratelor sau al feliilor cu o înclinare mai mare de 35 — 40° (fig. 11).

Concluzii

Din rășinile ureoformaldehidice tip Urelit S, P sau Viron pot fi preparate compoziții de injectare utilizabile în condițiile atmosferei grizutoase, chiar și la locuri de muncă cu debite mici de aer, cu posibilități largi de reglare a rezistenței mecanice și a timpului de solidificare, după necesități.

În ultimii 3 ani, ca urmare a studiului elaborat, s-a produs un progres esențial în domeniul consolidării macro și microfisurilor din structura cărbunelui și a rocilor tensionate.

Acest lucru se explică prin faptul că au fost perfecționate compozițiile chimice ale rășinilor existente în fabricație, fiind asimilate noi tipuri de rășini ureoformaldehidice cu conținut de formol liber redus, fapt ce a permis încadrarea degajărilor de formol liber sub CMA, reducerea substanțială a contracției rășinii și creșterea rezistenței la apă a acesteia. Ca materiale pentru mărirea caracteristicilor mecanice se enumeră pulberea fină de Al_2O_3, iar creșterea rezistenței se realizează cu adaosuri de 0,2 — 0,4 % tetraetil-xilen și dimetilclor-xilen. Se resimte un progres important și pe linia dezvoltării bazei tehnice a consolidării rocilor.

În următorii ani se întrevede o aplicare la scară industrială a schemelor tehnologice elaborate, care va permite asigurarea desfășurării ritmice a lucrărilor în abataje și galerii și creșterea cu circa 10 — 15 % a vitezelor de avansare a fronturilor de lucru în zone cu condiții geologico-miniere dificile.

Bibliografie

[1] * * * *Cercetări privind perfecționarea tehnologiilor de consolidare a rocilor în lucrările miniere subterane.* Raport, I.C.I.T.P.M.H. Petroșani, 1987.

[2] Gyurko, I. *Aplicarea compoziției de rășină Aminoplast pentru consolidarea cărbunelui la minele din Pecs.* Banyaszat, nr. 6, 1981.

[3] * * * *Consolidarea prin procedee fizico-chimice a rocilor instabile.* Mine, vol. III, 1984, O.I.D.I.M.

[4] Levcenko, V. *Lianți polimagnezieni pentru consolidarea rocilor.* Șahtnoe stroitelstvo, nr. 12, 1985.

[5] Volkov, V., Levcenko, V. *Consolidarea rocilor cu lianți magnezieni.* Șahtnoe stroitelstvo, nr. 3, 1986.

[6] Bondarenko, V., Hristici, N. *Procedeu fizico-chimic de lichidare a surpărilor în lucrările miniere.* Ugoli Ukrainî, nr. 8, 1986.

Menținerea capacității de adsorbție a cărbunilor activi — condiție principală pentru obținerea unor recuperări avansate de gazolină din gazele petroliere

M. Cucuiat, V. Ciovîrnache, A. Maer
I.C.P.P.G. Cîmpina
A. Georgescu, T. Manolache
I.C.I.T.P.R. Ploiești

I. Introducere

În România, cea mai mare parte din producția de gazolină — amestec de hidrocarburi saturate ușoare, cu componenți principali $C_3 - C_6$ se obține printr-un proces de recuperare a fracției C_{3+} din gaze petroliere asociate țițeiului, prin adsorbție pe cărbuni activi. Cărbunii activi, dispuși în straturi fixe în adsorbere, în majoritate verticale, se regenerează prin desorbție cu abur, de regulă supraîncălzit.

În lucrare se analizează, pe baza unor determinări de laborator și în instalații industriale, efectul apei, al hidrocarburilor grele, al unor compuși cu sulf din gaze și al unor substanțe din aburul de regenerare asupra capacității de adsorbție a cărbunilor activi din instalațiile de degazolinare.

Nu se fac referiri la micșorarea capacității de adsorbție a cărbunilor activi datorită degradării mecanice a granulelor de cărbune sau unor cauze accidentale, acești factori fiind nesemnificativi în cazul utilizării unor cărbuni activi cu caracteristici mecanice conform standardului în vigoare [1] și respectării tehnologiei de degazolinare a gazelor, în literatură semnalîndu-se utilizarea unei șarje de cărbuni activi la degazolinarea gazelor timp de 5 ani [2].

Menținerea capacității de adsorbție a cărbunilor activi este determinantă, în condițiile în care este necesară o adîncire a recuperării fracțiilor C_{3+} din gaze, pentru asigurarea nivelurilor planificate la producția de gazolină.

II. Factorii care pot modifica capacitatea de adsorbție a cărbunilor activi în procesul de degazolinare a gazelor

Capacitatea de adsorbție a cărbunelui activ este dependentă de structura sa, în care se disting trei tipuri de pori: micropori, cu raze efective care nu depășesc 1,5 nm; mezopori, cu raze efective cuprinse între 1,5 și 100 nm; macropori, cu raze efective mai mari de 100 nm.

Macroporii nu au semnificație pentru sorbție, aceștia înlesnind numai accesul vaporilor spre mezopori, unde are loc adsorbția unuia sau a mai multor straturi de molecule, și spre micropori, care au rolul determinant în procesul de adsorbție, prin recuperarea în sorbat lichid, ca rezultat al suprapunerii straturilor de molecule adsorbite pe pereții microporilor [3].

Capacitatea de adsorbție în masă (CAM) a cărbunilor activi utilizați pentru degazolinarea gazelor, determinată dintr-un amestec de benzen și aer cu concentrația de 32 mg benzen/dm^3 amestec, este, conform condițiilor tehnice cuprinse în standardul de produs [1], de minimum 38% din greutate. Apa, hidrocarburile grele C_{10+}, compușii cu sulf din gaze, precum și unele substanțe din abur pot micșora, într-o perioadă de la cîteva zile la cîteva luni, funcție de tehnologia de operare, temporar sau definitiv, capacitatea de adsorbție a cărbunilor activi la valori ale CAM de sub 25% pentru amestecul amintit de benzen în aer, valori care fac improprie utilizarea cărbunilor activi pentru recuperarea a minimum 80% mol din propan și minimum 95% mol din componenții C_{4+}.

1. *Acțiunea apei*

Gazele petroliere asociate țițeiului, care se degazolinează, sînt saturate cu apă în condițiile de temperatură și presiune existente în conducta de transport. Stratul de cărbuni activi este regenerat prin desorbția hidrocarburilor adsorbite cu abur astfel că, în ambele faze principale ale ciclului de degazolinare — adsorbție și desorbție — cărbunele activ este în contact cu vapori de apă.

Mecanismul adsorbției apei de către cărbunele activ se deosebește fundamental de adsorbția vaporilor de compuși organici, după cum au arătat studii laborioase întreprinse de Dubinin și colaboratorii [4;5], moleculele de apă fiind adsorbite, în principal, într-un prim strat, prin legături de hidrogen, de radicali sau complecși oxigenați de pe suprafețele cărbunelui activ și de alte molecule de apă, în straturile următoare.

Adsorbția apei pe cărbune ajunge, la temperaturi obișnuite, pînă la circa 60% din greutate [6], apa adsorbită afectînd adsorbția hidrocarburilor C_{3+} din gazele petroliere.

Adsorbția apei pe cărbuni activi variază în timp. Astfel, cărbunele utilizat, oxidat în timp de aer, se încarcă mai repede cu apă și mai mult, pentru o aceeași saturație relativă în apă a gazului. Histerezisul observat la desorbția apei din cărbune, ca și intervalul foarte îngust al diferenței de saturație la care se desoarbe cea mai mare parte a apei, se explică prin aceea că apa adsorbită se desoarbe asemănător unui lichid care se evaporă, practic independent de gradul de umplere al microporilor cărbunelui activ [4].

Majoritatea datelor din literatură asupra adsorbției apei pe cărbune activ se referă la temperaturi obișnuite ale mediului ambiant, întrucît procedeele de adsorbție, favorizate de scăderea temperaturii, nu s-au experimentat, de regulă, la temperaturi ridicate. Totuși, în urma unor observații din instalații industriale de degazolinare din țară, confirmate de experimente ulterioare de laborator [7], în România se folosește un procedeu de degazolinare a gazelor la temperaturi de 80 — 100°C, denumit „termoadsorbție" [8]. Procedeul are la bază scăderea exponențială a cantității de apă adsorbită pe cărbune activ pînă la temperaturi de 80 — 100° C, comparativ cu hidrocarburile a căror cantitate adsorbită scade cu mai puțin de 50% [9] la temperaturi de 80 — 100° C.

Experimentele efectuate în laborator, pe coloane cromatografice umplute cu cărbune activ românesc și străin [7], arată că apa este desorbită cu ușurință la temperaturi relativ nu prea înalte, respectiv 80 — 100°C.

În figura 1 se prezintă timpul de reținere și volumul de reținere corectat al apei adsorbite pe două sorturi de cărbune activ, funcție de temperatură.

Rezultatele determinărilor s-au obținut lucrînd cu gaz-cromatografe cu detector catarometru, prin introducerea a cîte 1 — 5 μl apă în gazul purtător, condițiile de lucru fiind obișnuite pentru determinări cromatografice.

Rezultatele obținute în laborator s-au confirmat într-un experiment industrial în care s-a redus temperatura gazelor de alimentare a unei instalații de degazolinare de la circa 85 la circa 70° C, rezultînd o reducere a producției de gazolină [10], întrucît apa adsorbită pe cărbune în cantitate mai mare, la temperatura de 70° C, a diminuat adsorbția componenților C_{3+} din gaze.

Procedeul „termoadsorbției", a cărui licență a fost cumpărată de firma LURGI (R. F. G.), a dus la reducerea fazelor ciclului degazolinării de la patru (adsorbție-desorbție-uscare-răcire) la două (adsorbție-desorbție) cu simplificări ale instalațiilor și creșterea eficienței economice a procesului.

2. *Acțiunea hidrocarburilor grele din gaze*

În gazele petroliere care alimentează instalațiile de degazolinare, funcție de gradul și metoda de exploatare a zăcămîntului de țiței, pot apărea componenți grei pînă la C_{30} (și superiori) în concentrații nedecelabile prin analizele gaz-cromatografice obișnuite. Hidrocarburile C_{10+} din gaze se acumulează continuu în stratul de cărbune activ, în special la partea inferioară a acestuia, întrucît aburul

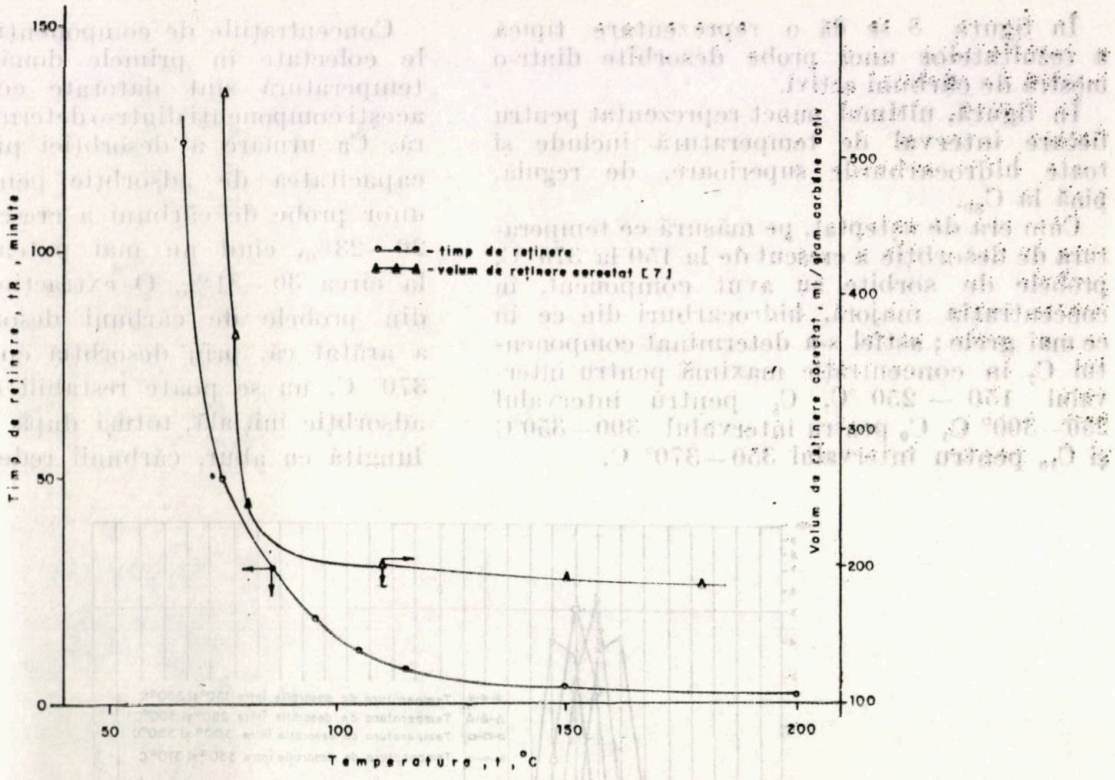


Fig. 1. Variația timpului de reținere și a volumului de reținere corectat al apei pe cărbune activ funcție de temperatură.

de regenerare, avînd o temperatură maximă la intrare în partea superioară a stratului de cărbune de 300° C, nu ridică temperatura în partea inferioară a stratului de cărbune la peste 150° C, în timpul fazei de regenerare.

Pentru urmărirea modului de diminuare a capacității de adsorbție a cărbunilor activi, ca urmare a adsorbției în timp a hidrocarburilor grele, s-au prelevat probe de cărbuni de la partea inferioară a mai multor adsorbere, din mai multe instalații, după o durată de utilizare a cărbunelui care a variat de la 5 la 16 luni. Din probele colectate s-au luat cîte 300 g și s-au introdus într-o instalație de laborator în care s-a realizat desorbția cu abur supraîncălzit a cărbunilor, temperatura aburului crescînd cu circa 50°/h pînă la circa 370° C, probele desorbite fiind luate în patru intervale de temperatură. Schema instalației este prezentată în figura 2.

Reprezentînd grafic concentrația de hidrocarburi desorbite, analizate gaz-cromatografic, cu detector FID, funcție de numărul de atomi din molecula hidrocarburii, s-a constatat că, la toate probele, concentrația maximă de hidrocarburi se situează în jurul aceleiași valori a numărului atomilor de carbon în molecula de hidrocarbură, în limitele aceluiași interval de temperatură de desorbție.

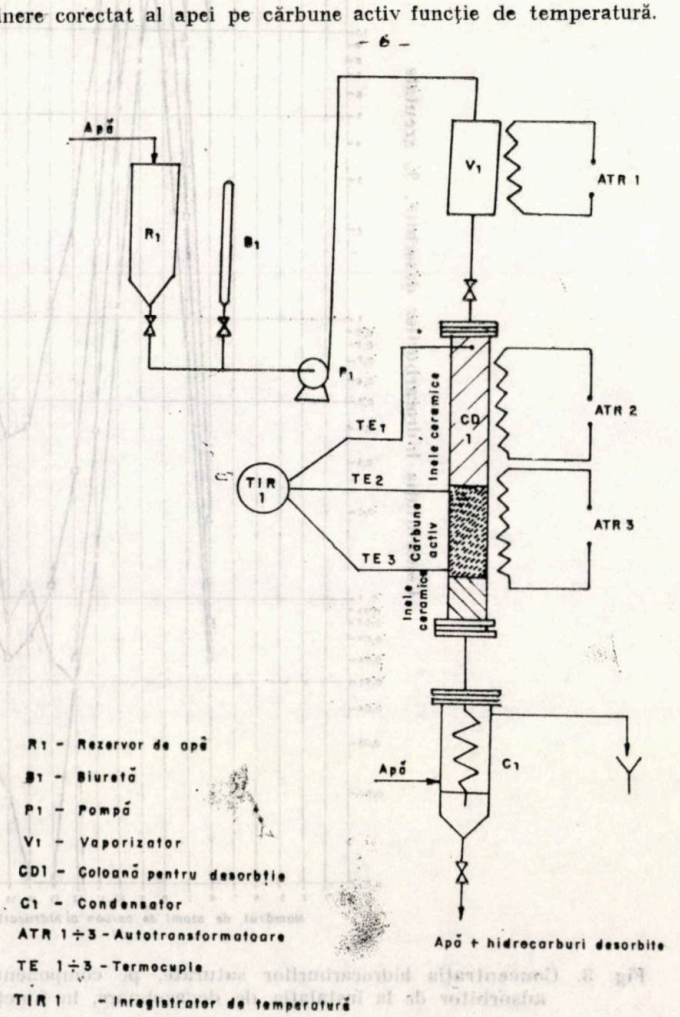


Fig. 2. Schema instalației de laborator pentru desorbția hidrocarburilor superioare din cărbunii activi.

În figura 3 se dă o reprezentare tipică a rezultatelor unor probe desorbite dintr-o mostră de cărbuni activi.

În figură, ultimul punct reprezentat pentru fiecare interval de temperatură include și toate hidrocarburile superioare, de regulă, pînă la C_{30}.

Cum era de așteptat, pe măsură ce temperatura de desorbție a crescut de la 150 la 370° C, probele de sorbite au avut component, în concentrația majoră, hidrocarburi din ce în ce mai grele; astfel s-a determinat componentul C_7 în concentrație maximă pentru intervalul 150 — 250 °C, C_8 pentru intervalul 250—300° C, C_9 pentru intervalul 300—350°C și C_{10} pentru intervalul 350—370° C.

Concentrațiile de componenți C_{15+} în probele colectate în primele două intervale de temperatură sînt datorate contaminării cu acești componenți dintr-o determinare anterioară. Ca urmare a desorbției pînă la 370° C, capacitatea de adsorbție pentru benzen a unor probe de cărbuni a crescut de la circa 20—23%, cînd nu mai puteau fi utilizați, la circa 30—31%. O extracție cu cloroform din probele de cărbuni desorbiți cu abur a arătat că, prin desorbția cu abur pînă la 370° C, nu se poate restabili capacitatea de adsorbție inițială, totuși după desorbția prelungită cu abur, cărbunii redevin utilizabili.

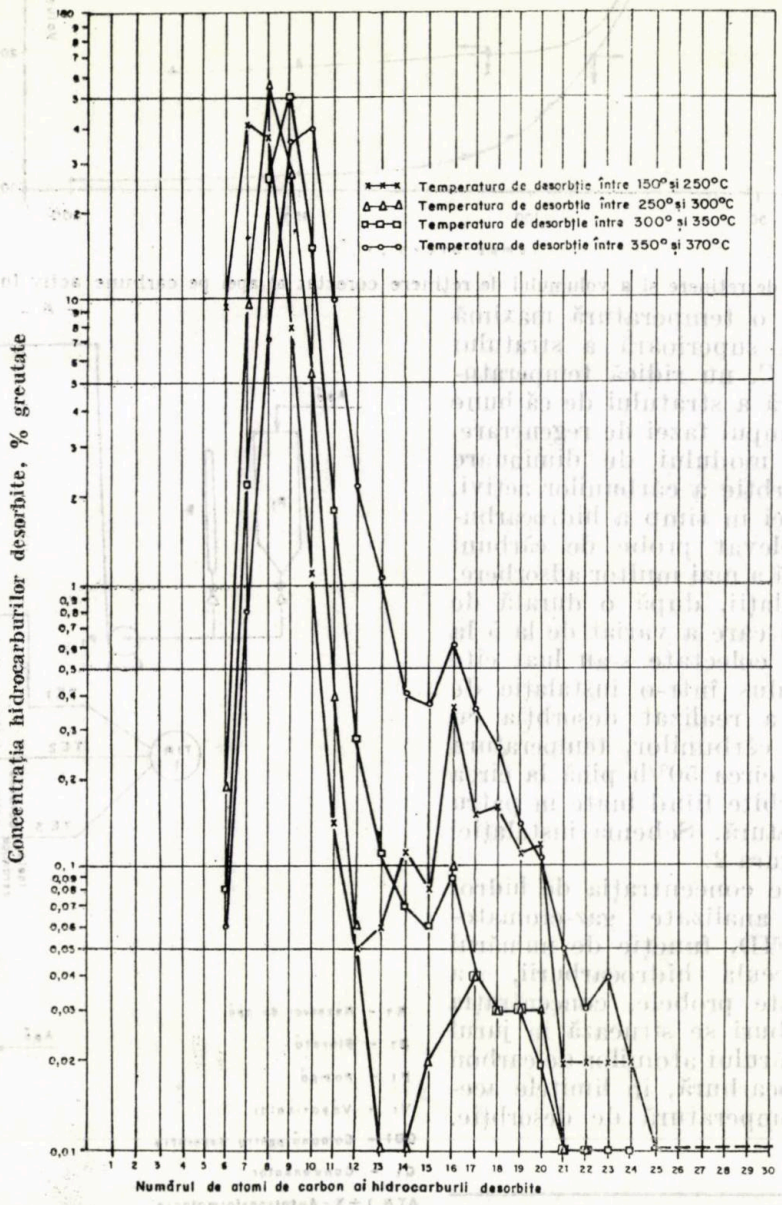


Fig. 3. Concentrația hidrocarburilor saturate, pe componenți, în probe desorbite din cărbuni activi prelevați dintr-un adsorbitor de la instalația de degazolinare, în funcție de intervalul de temperatură de desorbție.

3. *Acțiunea unor compuși cu sulf*

Dintre compușii cu sulf care pot exista în gazele asociate care se degazolinează s-a urmărit acțiunea H_2S și SO_2.

Performanțele unei instalații de degazolinare care a funcționat mai mulți ani alimentată cu gaze conținînd circa 0,18 g H_2S/Nm^3 au arătat că, în timp, capacitatea de adsorbție a cărbunilor activi nu s-a modificat semnificativ datorită prezenței H_2S în gaze, acesta fiind practic desorbit împreună cu hidrocarburile C_{3+}, conducînd însă la o coroziune accentuată a întregii instalații.

Prezența SO_2 în gaze (posibilă ca urmare a oxidării H_2S cu oxigen din aerul contaminant al unor surse de gaze) a determinat, chiar la apariții periodice, o diminuare a capacității de adsorbție a cărbunilor pînă la 40%.

Probe de cărbuni luate dintr-o instalație de degazolinare, după o perioadă de cîteva zile de alimentare cu gaze cu SO_2 (cu o concentrație estimată la 100 ppm vol.), au avut aciditățile prezentate în tabelul 1.

Obținerea de H_2SO_4 din SO_2 printr-o reacție cu apa, catalizată de cărbunii activi, este semnalată în literatură [6].

Cantitatea de H_2SO_4 adsorbită în cărbune este proporțională cu apa existentă în cărbune, diferențele de umiditate a cărbunilor din diferitele adsorbitoare fiind probabil cauza con-

Tabelul 1

Determinări de aciditate în probe de cărbuni activi de la o instalație de degazolinare

Locul de prelevare	Aciditatea exprimată sub formă de H_2SO_4, % din greutate
Adsorbitorul 1	0,06
Adsorbitorul 2	1,98
Adsorbitorul 3	1,60
Adsorbitorul 4	0,26
Adsorbitorul 5	0,40
Adsorbitorul 6	0,46
Cărbune nou	0,00

centrațiilor diferite de H_2SO_4 determinate. Prezența H_2SO_4 a determinat formarea de cruste cu component major (sulfatul de fier), blocînd porii cărbunelui și reducînd capacitatea de adsorbție la aproape jumătate din valoarea inițială, concomitent cu o puternică coroziune în sistemul de condensare-răcire al desorbitului.

4. *Acțiunea unor substanțe din aburul utilizat la regenerarea cărbunelui*

Apa utilizată la alimentarea cazanelor pentru producerea aburului necesar regenerării stratului de cărbune activ este, de regulă, dedurizată cu rășini schimbătoare de ioni.

Pe conductele de abur ale adsorbitoarelor unor instalații de degazolinare au fost depistate depuneri solide, a căror compoziție ipotetică, stabilită după analiza de anioni și cationi, este redată în tabelul 2.

Tabelul 2

Analizele unor depuneri colectate din conductele de alimentare cu abur ale adsorberelor unor instalații de degazolinare (compoziții ipotetice), % din greutate

Componentul	Depunerea 1	Depunerea 2
NaCl	48,16	46,66
Na_2SO_4	13,76	28,32
Na_2CO_3	34,33	22,26
Fe_2O_3	1,14	2,44
CaO	0,60	0,04
MgO	0,26	0,03
Reziduu insolubil în soluție 10% HCl	5,71	0,25

Rezultatul analizelor din tabelul 2 arată că apa din care se obține aburul este dedurizată corespunzător, totuși, depunerile din colectoarele de abur, formate ca urmare a operării necorespunzătoare a cazanelor de abur, deși solubile practic total în apă, prin antrenarea lor în stratul de cărbuni activi blochează porii cărbunelui, ducînd la o diminuare a capacității de adsorbție a cărbunilor activi.

III. Posibilități de menținere a capacității de adsorbție a cărbunilor activi în procesul de degazolinare al gazelor

Din analiza modului de acționare a factorilor care pot micșora capacitatea de adsorbție a cărbunilor activi, utilizați la degazolinarea gazelor, s-au stabilit următoarele posibilități de diminuare sau eliminare a efectului lor:

—aplicarea procedeului de „termoadsorbție" la degazolinarea gazelor, ridicînd temperatura gazelor de alimentare la minimum 80° C, atingînd astfel un grad minim de încărcare cu apă a stratului de cărbune activ;

—efectuarea periodică, la intervale de 2—4 luni, a unei regenerări prelungite, cu abur supraîncălzit, avînd circa 300° C, a stratului de cărbune activ, cu o durată de circa 4—6 ore, cu un debit mărit, reducînd încărcarea cărbunelui cu hidrocarburi grele C_{7+};

—eliminarea completă (sub 10 ppm) din gazele de alimentare a instalațiilor de degazolinare a compușilor cu sulf (H_2S sau SO_2), aceștia avînd un efect corosiv intens, iar SO_2 determinînd și o reducere pînă la jumătate

a capacității de adsorbție a cărbunilor activi;

—demineralizarea apei utilizate la obținerea de abur pentru evitarea formării de depuneri, iar acolo unde se efectuează doar o dedurizare să se opereze corespunzător cazanele de abur, evitîndu-se antrenarea de săruri în aburul de regenerare a cărbunelui activ.

Concluzii

a. Capacitatea de adsorbție a cărbunilor activi, asigurată, în principal, de microporii din structura cărbunilor, poate fi diminuată prin acțiunea apei, a hidrocarburilor grele și a unor compuși cu sulf din gaze, precum și de unele substanțe din aburul de regenerare a cărbunilor activi.

b. Apa este în contact permanent cu cărbunele activ în principalele faze ale ciclului de degazolinare: adsorbția, apa sub formă de vapori existentă la saturație în gazele de alimentare, și desorbția, apa sub formă de abur. Deși la temperatura obișnuită încărcarea în apă a cărbunelui poate atinge 60% din greutate, printr-un mecanism de adsorbție bazat pe legarea prin legături de hidrogen a apei de complecși cu oxigen de pe suprafața cărbunelui și prin legarea între ele a moleculelor de apă, la temperaturi de 80—100° C, cantitatea de apă adsorbită scade și este ușor eliminată din cărbunele activ, lăsînd disponibilă suprafața cărbunelui pentru adsorbția componenților C_{3+}, a căror încărcare scade cu max. 50% la temperaturi ridicate. Cunoscînd această comportare, în România se utilizează procedeul de degazolinare prin adsorbție la temperatură ridicată „termoadsorbția".

c. Hidrocarburile C_{10+} existente în gazele de alimentare ale instalațiilor de degazolinare se adsorb, practic, ireversibil în cărbunii activi și diminuează capacitatea de adsorbție a cărbunilor activi, în timp, cu pînă la 40%. Desorbția cu abur pînă la 370° C a restabilit peste 60% din valoarea degradată a capacității de adsorbție a cărbunilor activi utilizați o perioadă de la 5 la 16 luni.

d. H_2S în concentrație de 0,18 g/Nm³ din gazele de alimentare ale unei instalații de degazolinare nu a afectat semnificativ capacitatea de adsorbție a cărbunilor activi, producînd însă o coroziune accentuată. SO_2 apărut periodic în gaze a determinat (în concentrație de circa 100 ppm vol.) o scădere cu pînă la 40% a capacității de adsorbție și formarea de H_2SO_4 în cărbuni care a condus la coroziuni puternice și formarea de cruste cu component major sulfatul de fier.

e. Pe conductele de alimentare cu abur ale adsorbitoarelor cu cărbuni activi din unele stații de degazolinare s-au depistat depuneri solide formate de săruri solubile în apă, antrenate prin operarea necorespunzătoare a cazanelor de abur.

f. Pentru menținerea capacității de adsorbție a cărbunilor activi se recomandă:

—ridicarea temperaturii gazelor de alimentare a degazolinărilor la circa 80° C, pentru asigurarea unei încărcări minime cu apă a stratului de cărbune;

—efectuarea la 2—4 luni a unor desorbții cu abur supraîncălzit la 300° C timp de 4—6 ore și cu debit mărit a straturilor de cărbuni activi pentru reducerea încărcării cu hidrocarburi grele C_{10+};

—eliminarea pînă la un nivel de sub 10 ppm vol. a compușilor H_2S și SO_2 din gaze pentru evitarea coroziunii instalațiilor și degradării cărbunilor activi;

—demineralizarea apei utilizate pentru producerea aburului sau operarea corespunzătoare a cazanelor de abur acolo unde se efectuează doar dedurizarea apei.

Bibliografie

[1] * * * *Cărbune activ granulat pentru degazolinare.* STAS 4475-65.

[2] Smisek, M. ș.a. *Active Carbon.* Elsevier Publishing Comp. 1970.

[3] Kreiner, K. *Thermodynamics of adsorbtion of hydrocarbon vapours on carbon blacs and active coals.* Wiadomosci Chemiczne, p. 335—357, nr. 5, mai 1987.

[4] Dubinin, M. M. *Water vapor adsorbtion and the microporous structures of carbonaceous adsorbents.* Carbon, vol. 18, nr. 4, p. 355—364, 1980.

[5] Dubinin, M. M. ș.a. *Isotherm equation for water vapor adsorbtion by microporous carbonaceous adsorbants"* Carbon, vol. 19, nr. 5, p. 402—403, 1981.

[6] Schweitzer, Ph. A. (editor) *Handbook of Separation Techniques for Chemical Engineers.* McGraw-Hill Book Company, 1979.

[7] Selim, M. M. ș.a. *High temperature adsorbtion of water on activated carbon.* Surface Technology, **13**, p. 61—68, 1981.

[8] Petcu, N. *Teoria și practica metodei de termoadsorbție a gazelor de sondă.* Ministerul Petrolului, 1966.

[9] Szepesy, L. ș.a. *Adsorbtion of gases and gas mixtures.* p. II. Acta Chim. Hung **35**, p. 53—60, 1963.

Rezervoare de hidrocarburi din fundamentul fisurat magmatic şi metamorfic pe glob (I)

GENEZA ŞI CLASIFICAREA FISURILOR

Şef lucr. ing. **D. Frunzescu**, şef lucr. ing. **O. Georgescu**, prof. dr. geol. **C. Beca**
Institutul de Petrol şi Gaze Ploieşti

În prezent pe glob se cunosc numeroase zăcăminte de hidrocarburi în fundamentul eruptiv şi metamorfozat în toate tipurile de bazine, fără o cunoaştere de amănunt a proceselor care au dus la fisurarea colectoarelor.

Rezervoarele de fundament sînt, în general, de tip masiv, relativ omogene din punct de vedere petrografic, dar neomogene din punctul de vedere al distribuţiei fisurilor şi al gradului de alterare chimică a rocilor. Porozitatea şi permeabilitatea acestor rezervoare variază în limite largi, în cadrul aceluiaşi rezervor existînd zone compacte şi zone cu valori ridicate de porozitate şi permeabilitate.

Calitatea de colector a rocilor magmatice şi metamorfice se datoreşte, preponderent, gradului de fisurare rezultat din fracturarea şi fragmentarea naturală a rocilor în decursul numeroaselor faze de orogeneză care le-au afectat. Suprafeţele de fracturare reprezintă, în sensul cel mai general, fisuri sau discontinuităţi structurale a căror dispoziţie controlează proprietăţile geotehnologice şi hidraulice ale masivelor de roci. Evaluarea acestor proprietăţi impune cunoaşterea, descrierea, clasificarea şi cuantificarea sistemelor de discontinuităţi structurale, a căror dezvoltare are o mare diversitate, funcţie de condiţiile specifice în care se află masivele de roci. De asemenea, este necesar ca, pe lîngă analiza genetică a discontinuităţilor, să se identifice orientarea, densitatea, extinderea, rugozitatea, deschiderea şi colmatarea acestor discontinuităţi, corelate cu implicaţiile curgerii fluidelor prin ele. Toate aceste aspecte fac obiectul „microtectonicii" rocilor magmatice şi metamorfice, funcţie de care se pot dirija lucrările de prospecţiune şi explorare, se pot alege metode optime de exploatare, se pot evita situaţiile de compromitere a formaţiunii productive prin blocarea cu fluide de foraj, de ignorare a factorului de fisurare în urma căruia sonde săpate să fie compromise şi trecute nefondat în categoria celor care nu şi-au atins scopul, de aplicare nejustificată a proceselor de tratare a stratului (torpedare, fracturări hidraulice, acidizări) pentru realizarea obiectivului urmărit sau se pot obţine unele indicaţii asupra direcţiei posibile de curgere a fluidelor.

Stresul şi deformaţia. Discontinuităţile structurale reprezintă aspectul final ale deformaţiei rocilor (strain) ca urmare a acţiunii „stresului" (a eforturilor ce iau naştere în roca supusă unui cîmp de forţe exterioare — forţele tectonice). Iniţial, roca răspunde forţelor exterioare cu o

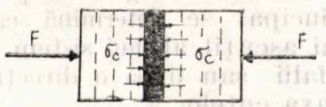


Fig. 1. Forţe care produc stresul de compresiune σ_c.

Fig. 2. Forţe care produc stresul de tensiune σ_i.

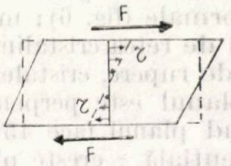


Fig. 3. Cuplul de forţe din acţiunea cărora rezultă stresuri de forfecare τ.

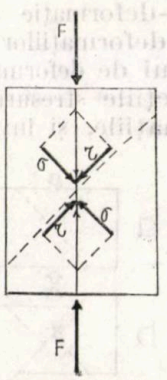


Fig. 4. Stres de forfecare rezultat din acţiunea forţelor de compresiune σ.

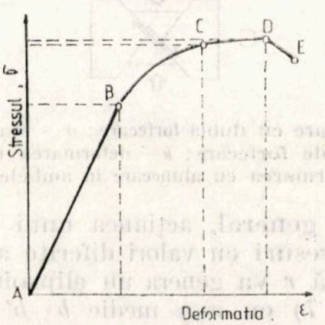


Fig. 5. Curba stres-deformaţie: *AB* — deformaţie elastică; *BC* — deformaţie elasto-plastică; *CD* — deformaţie plastică; *DE* — domeniu de rupere.

forță de reacțiune egală și de sens contrar. La creșterea rezultantei forțelor externe peste valoarea forței de reacțiune (a rezistenței rocii), apar suprafețe de cedare plastică și, în final, ruperea. După modul de acțiune asupra masei de roci, forțele exterioare pot produce stresuri de compresiune, tensiune sau forfecare (rezultat frecvent din compresiune) (fig. 1; 2; 3; 4), a căror direcție se deduce în raport cu orientarea structurilor geologice majore. Într-un punct interior al masivului de roci, unul din stresurile principale este vertical, de mărime proporțională cu sarcina litologică; în plan orizontal stresul principal se determină ca bisectoare a unghiului ascuțit al unui sistem de fisuri de forfecare, falii sau după o direcție perpendiculară pe axa cutelor.

Strainul (deformarea) se manifestă prin schimbarea formei, a volumului sau a formei și volumului rocii și, în funcție de natura rocii și valoarea stresului, poate fi elastic, elasto-plastic, plastic sau ruptural (fig. 5). Deformarea plastică și rupturală se produce prin: mișcări de translație; mișcări de alunecare succesive pe sisteme de plane ce fac unghiuri de 45° cu direcția tensiunii normale (fig. 6); maclare cu tensionare la nivel de rețea cristalină. După orientarea planului de rupere, cristalele se comportă casant, cînd planul este perpendicular pe σ, sau plastic, cînd planul face 45° cu forța, iar tensiunea tangențială τ crește pînă la momentul critic. La deformații din toate părțile apar nu două, ci patru plane de forfecare.

Relația stres-deformație se explică, pentru cazul ideal al deformațiilor omogene, cu ajutorul elipsoidului de deformație pe care se pot determina direcțiile stresurilor principale, cunoscînd deformațiile, și invers.

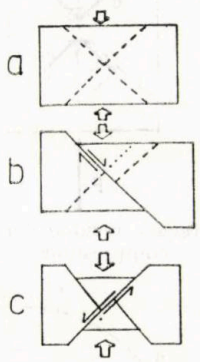


Fig. 6. Deformare cu dublă forfecare: *a* — starea latentă în ambele plane de forfecare; *b* — deformarea într-un singur plan; *c* — deformarea cu alunecare în ambele plane.

În cazul general, acțiunea unui sistem triaxial de stresuri cu valori diferite asupra unei sfere de rază r va genera un elipsoid de deformație (fig. 7) cu axa medie $b-b'$ situată la intersecția celor două secțiuni circulare $S-S'$, iar axa mare $a-a'$ și axa mică $c-c'$ bisectînd cele două secțiuni circulare. Variația mărimii stresului după cele trei direcții determină rotirea suprafețelor circulare $S-S'$ în sensul apropierii de axa de stres principal minim la creșterea stresului principal maxim. După unii autori, suprafețele $S-S'$ reprezintă suprafețe de forfecare a rocilor sub efectul stresuri-

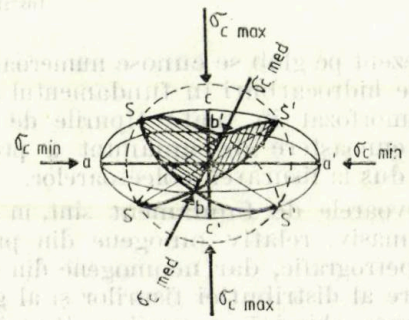


Fig. 7. Deformarea unei sfere într-un sistem triaxial de stresuri.

lor de compresiune. Legătura dintre mărimea stresului și deformație apare în figura 8.

În funcție de caracteristicile fizico-mecanice, de adîncime, de condițiile de presiune și tem-

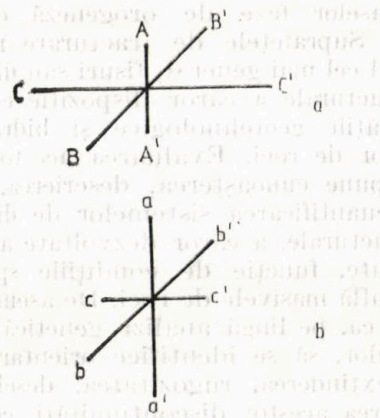


Fig. 8. Relațiile dintre mărimea stresurilor și mărimea deformațiilor: AA'; BB'; CC' — axele stresurilor principale; aa'; bb'; cc' — axele elipsoidului de deformație.

peratură la care are loc deformarea, de prezența soluțiilor mineralizatoare din pori și de viteza de aplicare a stresului, rocile se comportă diferențiat, suferind fie deformări plastice (cute), fie rupturale (fracturi). În general nu există o delimitare strictă între roci competente și incompetente (fig. 9), aproape întotdeauna deformațiile plastice (caracteristice rocilor incompetente) fiind însoțite de deformații rupturale (caracteristice rocilor competente) și invers. Noțiunile sînt relative, funcție de viteza de aplicare a stresului: o rocă incompetentă la stres rapid se comportă competent și invers, o rocă competentă la stres lent se poate deforma plastic. De asemenea, competența este relativă funcție de contextul stratigrafic. De

exemplu, în alternanța marmure-filite, marmurele sînt competente, filitele incompetente, în alternanța marmure-cuarțite, marmurele sînt incompetente, iar cuarțitele competente.

Cu creșterea lentă a stresului, energia înmagazinată în interiorul masivului de roci se

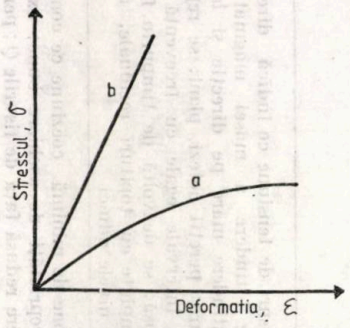


Fig. 9. Curbele caracteristice stres-deformație: *a* — roci competente; *b* — roci incompetente.

consumă treptat prin reorganizarea particulelor componente, sistemul tinzînd spre consumul total de energie. Se produc astfel, în anumite puncte, suprafețe elementare de cedare plastică, a căror reunire duce la suprafețe de discontinuitate crescînde, pînă se produce ruperea. Ruperea nu se produce instantaneu, ci cedarea are loc punct cu punct. Teoretic, după modul de deplasare relativă a pereților suprafeței de ruptură, fracturile se pot împărți în fisuri (crăpături, jointuri) cu deplasare perpendiculară pe planul de ruptură și, eventual, o mică deplasare paralelă cu acest plan și falii, cu deplasare paralelă față de planul de ruptură. Între ele există o trecere continuă și este dificil de făcut o delimitare strictă. Cert este că forma și distribuția lor în spațiu reflectă eforturile la care au fost supuse rocile în trecut și influențează proprietățile mecanice și circulația fluidelor prin roci (în special în cazul fisurilor). De menționat că la acțiunea crescîndă a stresului pot apărea mai multe generații de fisuri după următorul mecanism evolutiv: în stadiul inițial al deformației plastice rupturale apar fisuri de forfecare în unghi de 45° cu direcția stresului principal maxim; în stadiul ulterior planele de forfecare „se rotesc" mărind unghiul bisectat de direcția stresului concomitent cu deplasări în planul fisurilor de forfecare; în stadiul final, cînd înclinările planelor scad foarte mult (unghiul cu direcția stresului ajungînd la circa 75°), încetează deplasările în planul fisurilor și apare o rezistență, creînd condițiile formării unui nou sistem de fisuri de generația a II-a, situate tot sub unghi de 45° cu direcția stresului și așa mai departe (fig. 10).

Pentru rocile magmatice și metamorfice, gradul de fisurare din fundament se datorează mai multor faze de cutare ale ciclurilor de orogeneze, lungilor perioade de eroziune din stadiul de exondare, peneplenizare și tectonicii disjunctive a fundamentelor din fazele ulterioare cratonizării (rigidizării).

La scară mare, fisurile sînt cu atît mai evidente, cu cît roca este mai compactă. Fisurarea scade de la rocile mai vechi către cele mai tinere. Dislocațiile disjunctive apar regulat în sisteme aproximativ verticale, paralele cu zonele de orogeneză, conjugate în sisteme ortogonale sau diagonale și legate genetic de mișcările plăcilor tectonice. Prezentarea fisurilor se face în tabelul 1.

În afară de fracturi, în aprecierea permeabilității este importantă și foliația (aspectul structural referitor la suprafețele de mică rezistență mecanică din masa rocii) rezultată prin clivaj, budinaj, șistozitatea rocilor metamorfice, plane de curgere din roci eruptive etc. Alături de fisurație, clivajul poate să influențeze permeabilitatea (dar într-o mai mică măsură), contribuind prin suprapunere la crearea unui mediu neuniform de curgere. Clivajul este prezentat sumar în tabelul 2.

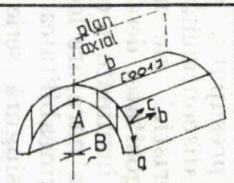
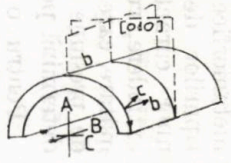
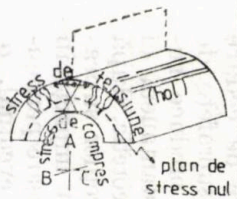
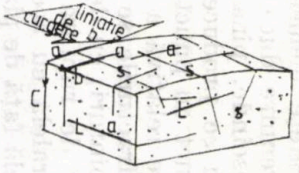
Proiectarea eficientă a lucrărilor de foraj în fundamentul format din roci magmatice și metamorfice presupune, pe lîngă cunoașterea tipurilor de discontinuități structurale și a unor caracteristici ale acestora: frecvență, extindere, rugozitate, deschidere, grad de colmatare, care, însumate și corelate cu gradienții de presiune la care are loc curgerea fluidelor, determină permeabilitatea.

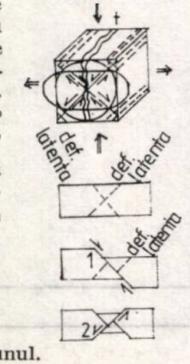
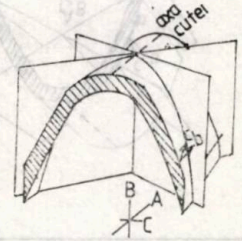
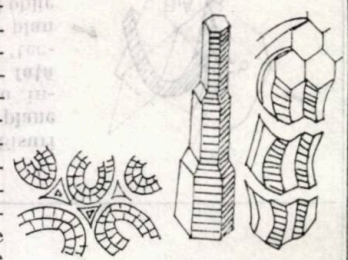
Pentru o singură serie de fisuri frecvența reprezintă raportul dintre numărul fisurilor și unitatea de lungime orientată perpendicular pe suprafețele de fisurare. Pentru două serii de fisuri frecvența se exprimă ca suma raporturilor dintre numărul de fisuri din fiecare serie și unitatea de lungime orientată perpendicular pe suprafețele de fisurare din fiecare serie, sumă ce se raportează la unitatea de suprafață (normală pe linia de intersecție a celor două serii de fisuri). Pentru trei sau mai multe serii de fisuri ce se intersectează, frecvența reprezintă suma raporturilor între numărul de fisuri din fiecare serie și unitatea de lungime care intersectează normal fiecare serie, sumă ce se raportează la unitatea de volum. Frecvența este dependentă de grosimea stratelor (scade cu creșterea grosimii), de natura petrografică și de gradul de tectonizare.

Extinderea discontinuităților structurale este limitată, diferențiată pe tipuri și se referă la lungimile măsurate pe direcția și înclinarea planelor structurale, funcție de care se clasifică astfel: foarte mică ($L \leqslant 1$ m); mică ($1\ \text{m} \leqslant L \leqslant 3$ m); medie ($3\ \text{m} < L \leqslant 10$ m); mare ($10\ \text{m} < L \leqslant 20$ m) și foarte mare ($L > 20$ m). Extinderea este dependentă de intensitatea forțelor tectonice, de amploarea deformațiilor suportate de masivul de rocă și exprimă gra-

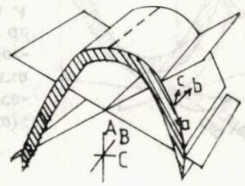
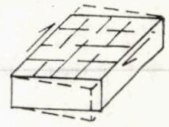
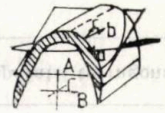
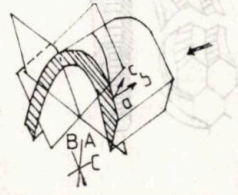
Clasificarea principalelor tipuri de fisuri din rocile magmatice şi metamorfice (după D. Frunzescu) *Tabelul 1*

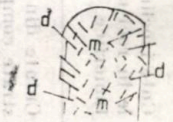
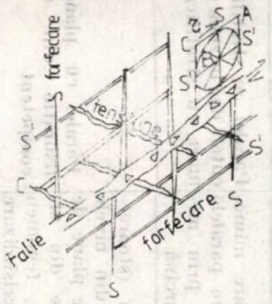
A, B, C — axele elipsoidului de deformare; *a, b, c* — axele tectonice Sander

Efort	Natura efortului	Clasificare genetică	Mod de formare	Clasificarea geometrică: Număr de direcţii	Clasificarea geometrică: În raport cu: direcţia structurii, poziţia axelor *A, B, C*, laminaţia (*a, b, c*)	Structuri frecvente	Caracteristici: Geometrice	Caracteristici: Hidraulice
1	2	3	4	5	6	7	8	9
De tensiune	Rezultate din stresuri tectonice	De destindere	Prin relaxarea rocii şi crearea suprafeţelor de rupere ca urmare a scăderii stresului de compresiune	1	Fisuri în plane normale pe direcţia stresului. *Longitudinale* (II*b*) Fisuri *AB* sau (001) 	Structuri cutate din formaţiuni metamorfice	Se dezvoltă după o direcţie perpendiculară pe direcţia efortului de tensiune; sînt aproximativ paralele; au formă neregulată, rugoasă a pereţilor; ocolesc componenţii mineralogici cu duritate mare; au dimensiuni de ordinul milimetrilor, putînd ajunge la centimetri, decimetri. (Fisurile de extensiune pot fi netede, plane). Fisurile de tensiune prin încovoiere sînt frecvente în bolţile de anticlinal unde uşurează procesul de eroziune	Permeabilităţi mari, îndeosebi către suprafaţa terenului, unde pot fi colmatate cu material argilos. Acesta poate fi îndepărtat prin spălare, cînd vitezele de filtrare cresc
		De extensiune	Datorită stresurilor de tensiune ce provoacă o alungire paralelă cu axa cutei generate de stresul de compresiune ce produce cutarea	1	Fisuri în plane verticale paralele cu direcţia forţei tectonice, cu înclinarea flancurilor şi perpendiculare pe axa cutei. *Transversale* (I*b*). Fisuri *AC* sau (010). Fisuri *ac* 			
		De tensiune rezultată din încovoierea stratelor	Datorită stresurilor de compresiune care produc cutarea, stratele sînt supuse la eforturi de tensiune pe arcul exterior şi la eforturi de compresiune pe arcul interior	1	Fisuri în plane paralele cu axa cutei, cu raza cutei şi perpendiculare pe direcţia stresului principal maxim. *Longitudinale* (II*b*); Fisuri (hol); Fisuri *bc* (II clivaj oblic de forfecare) 			
	Rezultate din acţiunea agenţilor termici	Primare de contracţie în roci intruzive	Apar bine dezvoltate în părţile periferice ale corpului magmatic datorită acţiunii porţiunii centrale neconsolidate (a miezului) asupra părţilor periferice consolidate	Polidirecţionale	Fisuri în plane verticale, perpendiculare pe linia ţia de curgere (*b*). *Transversale* (*Q*) Fisuri *ac* sau (010) 	Structuri primare în roci intruzive	Fisuri de tensiune ce indică direcţia de întindere a masei magmatice; extindere mare pe direcţie şi înclinare; pereţii netezi, plani; se repetă la intervale egale cu frecvenţă redusă; se dezvoltă de timpuriu, fiind umplute cu topituri reziduale, apar a nivele adînci	Frecvent deschise, dar umplute cu aplite, pegmatite; permeabilităţi mari
					Fisuri în plane cu înclinare mare, paralele cu linia ţia de curgere *b*, conjugate. *Longitudinale* (*S*); Fisuri 100)		Zone de minimă coeziune ce conferă proprietăţi de aşchiere bune; extindere redusă faţă de fisurile *Q*; pereţii mai rugoşi, drepţi	Frecvent închise, sterile; permeabilităţi medii
					Fisuri cu plane aproape orizontale ce coincid cu planele texturilor de rubanare primară. *Suborizontale* (*L*)=„fisuri de stratificaţie primară"		Zone de slabă aşchiere apărute prin descreşterea presiunii litostatice	Umplute sau sterile; permeabilităţi mici

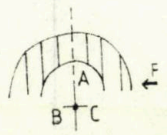
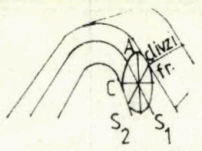
De forfecare	De tensiune								
Rezultate din stresuri tectonice	Rezultate din acțiunea agenților termici								
Cu efort vertical mediu	Din forțele gravitaționale	Gravitaționale	Prin alunecare pe plane paralele cu secțiunile circulare $S-S'$ ale elipsoidului formînd unghiuri de 30–45° cu direcția axei C și intersecția după axa B, datorită stresurilor tangențiale determinate din eforturi de compresiune. Alunecarea se produce succesiv în cele două plane, uneori numai într-unul. 	1–2 Polidirecționale	Fisuri oblice ; Fisuri (hko); Dispuse în plane verticale intersectate după axa B a elipsoidului de deformație și diagonale față de direcția structurii. Axa A II b. Axa cutei b bisectează unghiul obtuz dintre cele două serii de plane 	Cutate în roci metamorfice	Suprafețe plane drepte, rectilinii, netede cu oglinzi de fricțiune; taie atît componenții mineralogici petrografici, cît și cimentul; apar în serii de plane conjugate, frecvent închise sau cu deschideri mici și foarte mici; în zona de formare au o culoare mai deschisă față de restul rocii datorită distrugerii structurii interne a cris-	Permeabilitate medie și mică. Colmatarea cu material argilos se extinde pe adîncimi reduse
		De dezagregare	Prin mărirea prin alterare a volumului biotitului; alterarea feldspaților; acțiunea diurnă de dilatare-contracție; depresionare; diminuarea coeziunii prin hidroliză; dezvoltarea sărurilor pe fisuri; îngheț-dezgheț. Intens în climat arid, cald și umed.	Polidirecționale	Fisuri cu distribuție haotică	Roci magmatice metamorfice expuse agenților externi	Fisurare din ce în ce mai pronunțată a rocii de la bază spre partea superioară creindu-se, prin forme de blocuri sfroidale, „perne" pînă la arcoză. Se dezvoltă pe adîncimi reduse	Permeabilități foarte mari
		Gravitaționale	Fisurarea în zona taluzurilor înclinate datorită greutății formațiunilor acoperitoare sau a greutății proprii. Uneori fisurile însoțesc cutarea superficială a stratelor (Hanckenwerfen)	Polidirecționale	Fisuri cu distribuție haotică	În faleze, taluzuri înalte, mase alunecate	Crăpături cu deschideri de pînă la cîțiva decimetri ce însoțesc mase de roci în stadiul inițial de dislocare, urmat de alunecare sau prăbușire	Permeabilități mari îndeosebi spre suprafață, unde pot fi colmatate
		Primare, de contracție în roci extruzive	Ipoteza convecției: separații datorate diferenței de temperatură dintre fețele inferioară, superioară ale curgerii. Ipoteza contracției: fisurație datorată contracției prin răcire care determină tensiuni de întindere. Ipoteza tensiunilor termice uniforme: separații din răcirea lentă a lavelor. Răcirea începe simultan de la talpa și creștetul pînzei de lavă și cu ea progresează fisurarea, astfel încît spre baza pînzei fisurile se întîlnesc. La bază sînt forme mai regulate decît la partea superioară	3–5	Fisuri în plane verticale creînd separații hexagonale sau pentagonale prismatice	Curgeri de bazalte	Coloanele pot fi drepte sau îndoite; cele hexagonale, la bază sînt regulate drepte, mai largi, iar spre partea superioară devin înguste, mai puțin regulate; unghiurile dintre fețe nu sînt constante; fețele sînt rugoase; la rîndul lor, coloanele apar segmentate de fisuri transversale în separații minore dînd aspect de pavaj hexagonal sau pentagonal. Există diferență de compoziție chimică între partea inferioară și partea superioară a coloanelor	Permeabilități mari dacă nu sînt colmatate cu minerale argiloase
				Concentrice radiare	Fisuri verticale grupate în două sisteme: a — concentrice paralele, determinînd blocuri sferoidale; b — rectilinii, radiare, perpendiculare pe cele concentrice, determinînd blocuri trapezoidale delimitate de 2 fețe drepte și cîte 2 fețe curbe 	Curgeri de diabaze		
				2	Fisuri verticale ce determină separații tetragonale.	Curgeri de roci acide		

(continuare tabelul 1)

1	2	3	4	5	6	7	8	9
De forfecare	Rezultate din stresuri tectonice	Cu efort vertical minim și efort maxim perpendicular pe planul axial		1 — polidirecționale	Fisuri longitudinale. Fisuri (*hol*). Fisuri în plane înclinate la 45° paralele și intersectate cu axa cutei (*b*). Axa intermediară a elipsoidului *B* II *b*, *A* este verticală, *C* este perpendiculară pe planul axial, paralelă cu direcția forței tectonice. Apar la cutări sindepoziționale, cu greutate redusă a rocilor din șarnieră, comparativ cu presiunile orizontale, fapt ce favorizează extinderea cutei pe verticală 	Cutate în roci metamorfice	talelor, frecării mecanice dintre cele două compartimente, mineralelor de neoformație; nu se dezvoltă obligatoriu pe distanțe lungi — se pot estompa pe direcție, trecînd printr-o zonă de slabă flexurare; sînt precedate de apariția unor direcții liniare în materialul deformat (slip bands)	
		Fisuri dintr-un cuplu în plan orizontal		1 — polidirecționale	Fisuri în plane verticale formînd sisteme conjugate 	Cutate în roci metamorfice		
		Cu efort vertical minim și efort maxim paralel cu planul axial		1 — polidirecționale	Fisuri transversale. Fisuri (*okl*). Fisuri cu plane înclinate la 45° intersectate după axa *B b*. Axa *B* orizontală; axa *A* verticală; axa *C* orizontală (II*b*) 	Cutate în roci metamorfice		
		Cu efort maxim oblic		1 — polidirecționale	Fisuri oblice. Fisuri (*hkl*). Fisuri în plane înclinate la 45° cu intersecție oblică față de *b*. *C* II forța tectonică poate fi în plan orizontal acționînd oblic față de axa cutei *b* sau în alt plan 			

De tensiune și forfecare	De forfecare	Din stresuri de tensiune	Rezultate din subîmpingere	1—polidirecționale	Fisuri marginale. Fisuri concentrice, radiale haotice rezultate din tensiunea de împingere a intruziunii. Frecvent apar în plane înclinate la 45° spre corpul intruziv sau dinspre corp	În zona intruziunilor magmatice	Nu taie roca înconjurătoare; sînt umplute cu mineralizații hidrotermale	
				Polidirecționale	Fisuri diagonale. Fisuri similare cu (*hkl*) din roci cutate. Deplasări paralele cu ele provoacă alungirea corpului intruziv în direcția bisectoarea unghiului format de fisurile diagonale. Se dezvoltă la 45° față de direcția laminației primare 		Au înclinări mari; taie roca înconjurătoare, fiind formate prin activarea fisurilor marginale; pot fi sterile sau pot forma dyke-uri, filoane hidrotermale	
	Datorate eforturilor pe suprafețe de faliere	De sprijin (Fisuri penate)	În timpul deplasării blocurilor, pe falie, în zona lor de contact iau naștere tensiuni interioare rezultate din cupluri de forțe care conduc la fisuri de forfecare dezvoltate după două direcții și fisuri de tensiune dezvoltate perpendicular pe direcția stresului principal maxim	Unidirecționale	*Fisuri de forfecare* — paralele cu secțiunile circulare $S-S'$ ale elipsoidului, intersectate după axa B. Pot fi paralele (S') cu planul faliei sau oblice (S). *Fisuri de tensiune*-paralele cu planul $B-C$ al elipsoidului 	În apropierea faliilor și suprafețelor de șariaj	Fisurile de forfecare sînt apropiate, rectilinii, cu pereții netezi și pot forfeca minerale dure. Fisurile de tensiune nu își mențin direcția, înclinarea, au pereți rugoși, ocolesc granulele minerale mai mari, mai dure. În masive deja fisurate, fisurile de sprijin se angajează pe direcțiile vechilor fisuri	Măresc considerabil permeabilitatea în vecinătatea faliei dacă nu sînt colmatate
Dizolvare chimică pe fisuri preexistente și sufozie mecanică	Cavități și goluri carstice		Prin circulația apelor prin masivul de roci. Inițial se dezvoltă după fisurile existente în masa rocii și treptat trec la goluri carstice	Polidirecționale	Dispoziție haotică în masivul de roci, frecvent controlată de fisurația preexistentă	În roci metamorfice carbonatice	Au deschideri mari și foarte mari	Permeabilitate foarte mare

Principale tipuri de clivaj (după D. Frunzescu) *Tabelul 2*

Clasificare geometrică	Mod de formare	Orientare	Structuri frecvente	Caractere geometrice
Clivaj de curgere (=continuu=clivajul planului axial)	Datorită tendinței mineralelor de a se orienta sau recristaliza perpendicular pe direcția de aplicare a stresului principal maxim. Nu implică mișcări pe plane; se produce la adîncimi de mai mulți kilometri cu presiuni litostatice mari și temperaturi de peste 100°C	Paralel cu planul AB al elipsoidului de deformație și cu planul axial al cutelor 	Intens cutate în șisturi ardeziene, filite, micașisturi, gnaisuri	Orientare paralelă a mineralelor lamelare (mice, clorite) sau prismatice (hornblendă); afectează toată masa rocii; cînd este dezvoltat paralel cu o foliație primară = clivaj mimetic
Clivaj de fractură	Prin forfecare în plane înclinate la 45° față de direcția stresului principal maxim, față de axa C	Paralel cu una din secțiunile principale ale elipsoidului de deformație, cealaltă fiind stratificația (S_1) 	Cutate în roci lipsite de o orientare dominantă a mineralelor	Nu prezintă deplasări evidente; apare ca un sistem de plane la intervale de ordinul cm sau mm
Clivaj de alunecare (de forfecare)	Prin forfecare cu deplasare din cauza căreia mineralele se pot orienta paralel sau pot recristaliza mimetic	Paralel cu o secțiune circulară a elipsoidului de deformație	Cutate în roci metamorfice	Minerale recristalizate mimetic sau orientate paralel cu planele de alunecare
Clivaj de stratificație	Prin recristalizare mimetică, prin curgere paralelă cu stratificația, prin metamorfism de sarcină	Paralel cu stratificația, pe flancurile cutei, dar în zona șarnierei face unghi mare cu stratificația	Cute izoclinale în roci metamorfice	
Clivaj în benzi	Prin mobilizarea (stoarcerea) substanței din nivele incompetente pe plane de fisurație paralele din nivele competente, fenomen însoțit de o recristalizare totală sau parțială	Paralel cu planele de fisurație din stratul competent	Cutate din strate competente și incompetente	

dul de fragmentare cu implicații în curgerea fluidelor.

Ondulația și rugozitatea fisurilor sînt particularități morfologice care influențează, în mod deosebit, permeabilitatea fisurilor. Ondulațiile

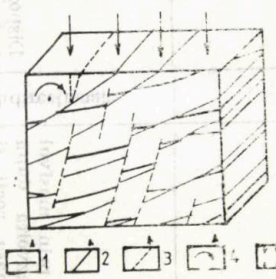


Fig. 10. Formarea a trei generații de fisuri de forfecare: *1*; *2*; *3* — fisuri din generațiile întîi, a doua și a treia; *4* — sensul rotirii secțiunii circulare din elipsoidul de deformare; *5* — sensul compresiunii tectonice.

(forme vălurite) sînt particularități morfologice cu amplitudini variate, de ordinul milimetrilor sau centimetrilor și cu extinderi mai mari de ordinul centimetrilor și metrilor. Rugozitățile sînt neregularități de mici dimensiuni, prezente pe suprafețele discontinuităților structurale, constituite din rocă intactă sau din granule monominerale componente ale rocilor din masiv (fig. 11). Ele pot fi reciproc încastrate dacă deschiderea este nulă, generînd rezistență hidraulică mare. Sistemele de discontinuități, afectate de mișcări de translație sau forfecare, prezintă suprafețe netede, lustruite sau cu rugozități orientate pe direcție, formînd striațiuni. Ondulațiile și rugozitățile se pot deter-

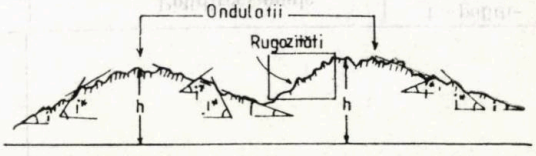


Fig. 11. Ondulații și rugozități pe suprafața discontinuităților structurale: h — amplitudinea ondulațiilor; i — unghiuri de înclinare a suprafeței ondulatorii; i^+ — unghiuri de înclinare a suprafeței rugozităților.

mina prin trasarea microprofilelor pe suprafața discontinuităților, prin măsurarea amplitudinii (înălțime vale-vîrf) și extinderii (distanța dintre două vîrfuri succesive), a azimutului înclinării și a unghiului de înclinare.

Deschiderea fisurilor (apertura=distanța ortogonală dintre fețe) controlează conductivitatea hidraulică și este invers proporțională cu gradul de colmatare și cu adîncimea.

Modificări ale sistemului de hidrocarburi în combustia subterană

Prof. dr. ing. **I. D. Pârcălăbescu**, şef lucr. ing. **I. Nistor**
Institutul de Petrol şi Gaze Ploieşti

Procesul de dezlocuire a ţiţeiului, folosind unda de căldură întreţinută cu combustibilul din strat, cunoscut sub denumirea de combustie subterană, şi-a aflat, în prezent, o extinsă utilizare, în vederea valorificării mai complete a rezervelor zăcămintelor cu ţiţeiuri de viscozitate ridicată şi a măririi factorului final de extracţie din zăcămintele epuizate energetic prin metodele convenţionale.

S-a arătat în lucrarea [8] că în procesul combustiei subterane apar modificări asupra mediului solid poros-permeabil, de care trebuie să se ţină seama în proiectarea şi utilizarea acestei tehnologii.

Practicarea procesului de dezlocuire a ţiţeiului, folosind unda de căldură întreţinută cu combustibilul din strat, a mai pus în evidenţă şi modificări asupra sistemului de hidrocarburi, problematică de care se ocupă prezenta lucrare. Pentru a modela aceste transformări s-a procedat la obţinerea prin procesul de distilare a unor fracţiuni din ţiţeiuri necombustionate şi apoi influenţate de către combustia subterană, în zăcămintele de la Ochiuri şi de la Suplacu de Barcău. Distilarea ţiţeiurilor s-a făcut în instalaţia metalică de laborator, iar separarea pe fracţiuni s-a realizat pe criteriul „culorii", notîndu-se domeniul de temperatură, plecîndu-se de la supoziţia că „culoarea" poate indica compoziţia chimică a fracţiunii.

Pentru ţiţeiul neinfluenţat de procesul combustiei subterane de la Ochiuri s-a prelevat o probă din sonda 120. Analiza chimico-structurală a ţiţeiului din dacianul de la Ochiuri, făcută de C. Creangă [2], integrează sistemul de hidrocarburi în clasa naften-aromatică. Densitatea ţiţeiului probei din sonda 120, determinată de noi, indică mărimea $\delta_{20} = 0{,}896$ şi, privită statistic, se integrează ţiţeiurilor din domeniul clasei naften-aromatice.

Fracţiunea „incoloră", obţinută pînă la 200°C, similară fracţiunii inferioare (tab. 1), are o participare care se integrează statistic [2; 3; 4; 5] în clasa naften-aromatică, fiind indicele *d* din clasificarea C. Creangă. Prin mărimea densităţii şi cea a indicelui de refracţie (tab. 1), fracţiunea „albă" se integrează în grupa fracţiunilor inferioare [2; 3; 4; 5], a căror masă moleculară rămîne inferioară mărimii 160.

Fracţiunea „slab colorată", obţinută în intervalul 200—240°C, aparţine grupei fracţiunilor medii, cu nuanţarea creşterii densităţii şi a indicelui de refracţie (tab. 1), parametru ce ilustrează [3] o creştere a masei moleculare în gama 200.

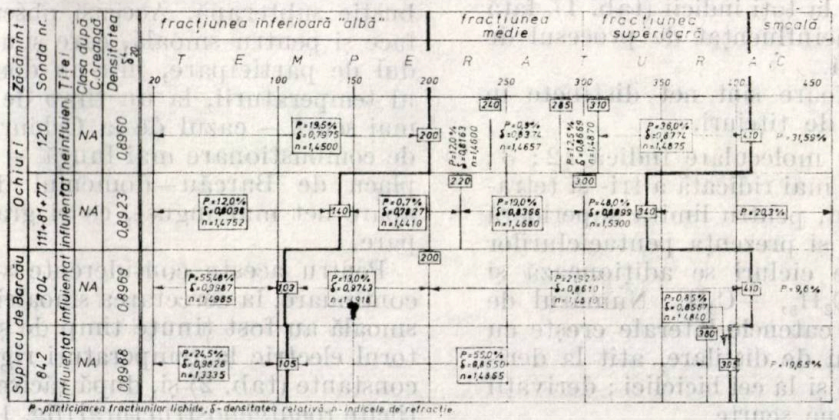
Fracţiunea obţinută în intervalul de temperatură 240—285°C „mai închisă" la culoare, prin mărimile indicelui de refracţie şi densităţii pune în evidenţă creşterea masei moleculare în gama 220, însă nu şi-a crescut şi participarea procentuală (tab. 1).

Fracţiunea 285—310°C şi-a ridicat participarea procentuală o dată cu creşterea masei moleculare în gama 300°C, sugerată de mărimile parametrilor n_0 şi δ.

Fracţiunea superioară, 310—410°C, „închisă" la culoare, are o participare preponderentă, şi prin mărimile parametrilor n_D şi δ îşi ridică masa moleculară, apropiindu-se de 500.

Fracţiunea 410—450°C, smoala obţinută din acest ţiţei, are o participare procentuală deosebit de însemnată, consecinţă a faptului că ţiţeiurile clasei naften-aromatice de la Ochiuri [2] au răşini + asfaltene în gama 23—25% şi ceruri în gama de pînă la 2%.

Tabelul 1



Predominarea carbonului naftenic ($C_N = 37 - 40\%$) și a celui aromatic ($C_A = 14 - 18\%$) conferă fracțiunilor separate masele moleculare menționate și mărimile indicate pentru densitate și indicele de refracție.

Țițeiul influențat de procesul de combustie subterană (o „probă medie" formată din probele a trei sonde) și-a modificat compoziția chimică (tab. 1). Fracțiunea „incoloră" a apărut pînă la 140°C, dar cu o masă moleculară crescută, prin comparație cu fracțiunea incoloră a probei neinfluențate de procesul combustiei subterane, prezentînd și o participare procentuală mai redusă.

A doua fracțiune, deși „mai închisă" la culoare, prezintă o masă moleculară mai redusă (după parametrii n_D și δ), iar participarea acestei fracțiuni este foarte scăzută.

A treia fracțiune (după culoare) se integrează în grupa fracțiunilor medii, și-a lărgit domeniul de temperatură, prin raport cu proba de țiței neinfluențată de combustie, și-a crescut masa moleculară și, concomitent, și participarea procentuală.

A patra fracțiune a probei combustionate aparține grupei fracțiunilor superioare, prezintă o participare procentuală net predominantă, și-a redus domeniul de temperatură în mod simțitor, prin comparație cu starea neinfluențată de combustie, iar masa moleculară, apreciind după parametrii n_D și δ, a crescut la peste 500.

Smoala are o participare mai redusă, prin comparație cu cea a țițeiului necombustionat, dar un domeniu de temperatură foarte larg (340—450°C), consecință a transformărilor chimice pe care le-a suferit țițeiul în procesul combustiei subterane în zăcămînt.

În baza acestor date se poate concluziona că, în procesul combustiei, țițeiul de la Ochiuri și-a modificat substanțial compoziția chimică.

Mase moleculare, de pînă la 160, în domeniul fracțiunilor inferioare, indică prezența ridicată a carbonului naftenic și a celui aromatic. În gama acestor mase moleculare predomină naftenele biciclice.

Fracțiunea medie a țițeiului combustionat se observă că diferă la toți indicii (tab. 1), față de cea a țițeiului neinfluențat de procesul de combustie subterană.

Fracțiunile superioare sînt net distincte în cele două categorii de țițeiuri.

Creșterea maselor moleculare indică [2; 3; 4; 5] și participarea mai ridicată a tri- și tetraciclurilor naftenice și, pentru limita superioară a masei moleculare, și prezența pentaciclurilor naftenice; la aceste cicluri se adiționează și radicalii $-CH_3$, $-C_2H_5$, $-C_3H_7$. Numărul de atomi de carbon în catenele laterale crește cu ridicarea intervalului de distilare, atît la derivații monociclici, cît și la cei biciclici; derivații triciclici conțin catene scurte.

Pentru procesul de combustie subterană de la Suplacu de Barcău au fost analizate două probe, una din apropierea frontului de combustie, cea de-a doua mai îndepărtată de poziția actuală a frontului de combustie, pe o izotermă cu nivelul de 100°C. Din datele analizelor (tab. 1) se poate observa că între cele două probe analizate sînt deosebiri, deși ambele aparțin categoriei țițeiurilor influențate de procesul de combustie din zăcămînt.

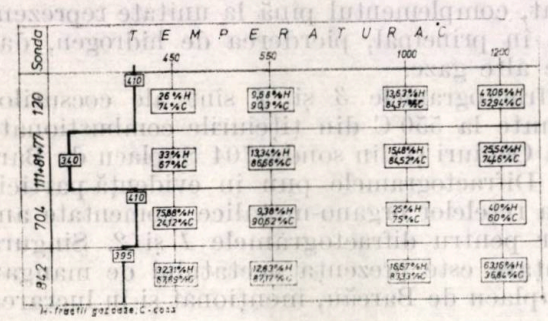
Prima grupă din fracțiunile inferioare (< 105°C), de culoare „deschisă", diferă la toți indicii; mai mult chiar, la proba din apropierea frontului de combustie indicii pun în evidență o emulsie deosebit de stabilă. De altfel și în proba medie combustionată de la Ochiuri a doua fracțiune (tab. 1) reprezintă, după indicii n_D și δ, tot o emulsie stabilă, numai că gradele de participare ale acestor emulsii, în probele analizate, sînt distincte. A doua fracțiune după culoare apare distinctă în cele două țițeiuri și din nou iese în evidență emulsia din proba sondei aflate în vecinătatea frontului de combustie. Aceleași constatări sînt valabile și pentru a treia fracțiune după culoare.

Emulsiile acestea stabile, față de nivelul temperaturii din distilare, s-ar datora alcătuirii structurale a mediilor în contact: sistemul de hidrocarburi—puternic polar, apa de zăcămînt—puternic polară, roca-catalizator și ea puternic polară, nivelul energiei termice din combustie—ridicat, nivelul de presiune — nu neglijabil, volumul zăcămîntului — cvasiconstant și timpul procesului de combustie subterană — ridicat, îndeosebi pentru zăcămîntul din panonianul de la Suplacu de Barcău, unde și emulsiile sînt „mai accentuate". Opinăm că și funcția de loc, față de nivelele undelor termice din profilul de combustie [8], influențează apariția și gradul de participare al emulsiilor.

Din datele inserate în tabelul 1 se poate reține că fracțiunile „albe-incolore" și-au redus deosebit de substanțial domeniul de temperatură. Opinăm, de aceea, că fracțiunea „incoloră-albă" ar putea servi drept indicator al transformărilor suferite de țiței în procesul de combustie subterană. Aceeași observație se poate face și pentru smoală, care și-a modificat gradul de participare, într-un domeniu mai larg al temperaturii, la un timp de combustionare mai scurt — cazul de la Ochiuri, iar la durată de combustionare mai lungă — cazul de la Suplacu de Barcău—domeniul de temperatură apare net mai îngust, ca și gradul de participare.

Pentru aceste considerente s-a procedat, în continuare, la cercetarea smoalei. Fracțiunile de smoală au fost ținute timp de șase ore în cuptorul electric la temperaturi riguros menținute constante (tab. 2) și, după răcire, au fost investigate roentgenostructural (fig. 1—5) și chimico-

Tabelul 2



Tabelul 3

Nr.crt.	Zăcămîntul	SONDA	PROBA	CN	Na	K	Ca	Cu	P	Mo	Pb	Ni	Rh	Ru	Re	V	Fe	Mn	Si	Al	Ti
				Lungimea de undă, Å																	
				38434	31800	32770	31813	28244	25358	31388	28743	30198	34363	34989	24805	31023	26365	29804	29331	25727	25192	30560	25840	32420
				PARAMETRUL SPECTRAL $I_1 : I_2$																	
1	SUPLACU DE BARCĂU	842	smoala	128	58	58	38	-	8,7	0,8	-	5,5	5	5,4	4,7	2,5	-	1,5	4,1	-	13,6	-	7,4	10,5
2			450°C	9,2	3,8	3,2	10,6	-	7	0,7	-	4	5,5	2	5,1	1,6	-	0,7	2,2	-	14,1	-	4,8	7,1
3			550°C	3,9	4	11,4	11,3	1,1	9	0,7	-	5,8	5,4	8,7	5,3	1,1	-	1,6	3,5	-	15,4	-	5,5	3,4
4			1000°C	11,2	3,1	6,9	11,6	1,5	10,3	2,3	1,6	9	5,6	9,8	4,9	3,2	-	2	5,5	-	16	-	8,5	3,2
5			1200°C	11	5,9	13,8	9	6	13,1	11,2	5,3	11,6	4,9	8,3	8,2	6	-	6,8	3,2	-	13,6	-	14,2	11,1
6			smoala	10,2	5,7	8,9	10,8	-	10,3	2	-	7,1	3,3	2,8	3,1	2,7	-	1,8	3,4	-	16,5	-	11,7	2,9
7			450°C	3,4	4,5	5,2	10	1	13,2	2,7	-	9,5	3,9	6,4	3,8	4,6	-	4,3	6,4	-	16,6	-	12,9	10,8
8			550°C	2	5,9	4,9	10,8	-	10,3	1,2	-	6,9	5,3	9,1	4,5	2,6	-	1,7	3,5	-	16,2	-	10,5	10,8
9			1000°C	2	6,5	8,4	11	1	13,6	4,8	-	9,4	5,3	8,8	5,7	5	-	4	6,8	-	16,3	-	14,1	13
10			1200°C	10	6,7	5,5	8,5	5,9	14,8	10,1	5	11,2	5	6,7	5,8	2,8	-	2,5	9	-	15,9	-	13,9	11,2
11			smoala	11,7	6,7	5,4	9,2	-	7,2	0,9	-	5,2	5,1	6,7	4,2	3,3	-	1,2	5,2	-	12,5	-	8,2	6,8
12			450°C	11,1	4,7	3,8	9,8	0,8	5,8	0,8	-	4,3	5,4	3,2	4,8	2,4	-	1,1	3,4	-	13,1	-	3,1	6,1
13			550°C	3,3	5	6,5	10	1,2	7	0,8	-	5,5	5,4	8,8	5	2,3	-	1,3	4,8	-	13,7	-	3,8	5,3
14			1000°C	10,9	6,2	7,8	14,5	1,5	9,4	2,5	1,1	8	4,7	9,3	4,7	4,1	-	1,8	5,7	-	14	-	7,1	11,2
15			1200°C	12	10,1	8,7	8,7	4	9,8	12	2,3	12,2	5	8,6	5,5	7,3	-	5	10,6	-	14,5	-	12	10,6
16			smoala	11,7	5,5	8,8	10,2	0,7	8,4	1,2	-	4,4	6,2	7,4	2,2	4,2	-	2	2,3	-	14,1	-	0,8	6,7
17			450°C	13,9	1,9	6,2	9,4	1,3	9,2	1,6	-	6,5	5,8	6,2	2,9	6	-	3,3	4,4	-	14,2	-	1,2	6
18			550°C	3	7	5	10,1	-	8	0,8	-	3,3	6,4	9	3,6	2,5	-	1,9	2,3	-	13,8	-	1,1	5,5
19			1000°C	0,8	5,8	10,2	10,6	0,8	9,6	3,5	-	5,6	6,4	8,7	4,2	7	-	3,5	5,1	-	13,9	-	1,7	15
20			1200°C	11,4	12	12	8,5	5	10,2	13	4	8,4	8,1	6,1	4,3	3,2	-	6,6	8,5	-	12,5	-	2	15,6
21	Vîrfele	3927	Probă brută	3	8,1	9,2	3,3	-	12,2	6	-	5,2	5,1	8	4	2,7	3,6	∞	8	1,5	∞	1	∞	9,2
22			Probă extrasă cu benzen	6,1	7,1	6,3	4,6	-	12,2	7,6	-	6,2	4,7	9	4,6	3,4	4,5	∞	9,5	-	∞	-	∞	13,3
23		-	Mat din lynner	5,1	11,6	1,1	-	-	11,3	5,8	14,4	11,7	10,1	2,1	4,7	3	3,9	8	∞	12	9,2	∞	9,4	∞	12,2
24	Adîncimea	1528	Material cocsat	8,9	10,5	4,5	9,3	-	12,6	9,9	-	8,1	3,5	7,4	8,1	5,2	4,6	∞	13,3	-	∞	0,8	∞	12
25		-	Zgură din lynn.		5,1	1	-	7	1,8	12,4	8,2	5,6	2,5	1,1	2,5	1,6	6,1	∞	11,5	2,7	∞	1,8	∞	5,3
Estimarea participării procentuale					1	0,3-1	1		0,03	0,01	0,3	0,01		0,03	0,01	0,003	10	3	0,1-0,3	30	0,03	30	1	

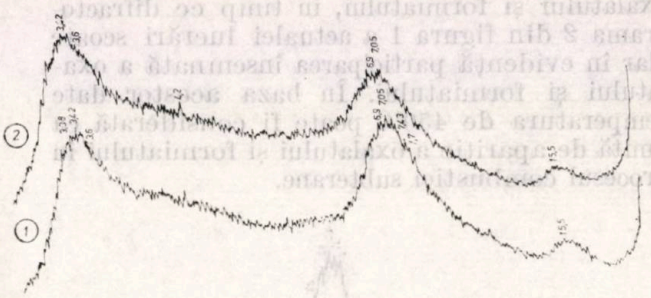


Fig. 1. Difractograme de raze X.

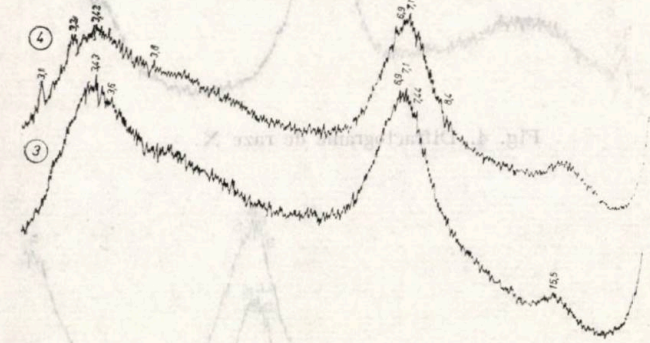


Fig. 2. Difractograme de raze X.

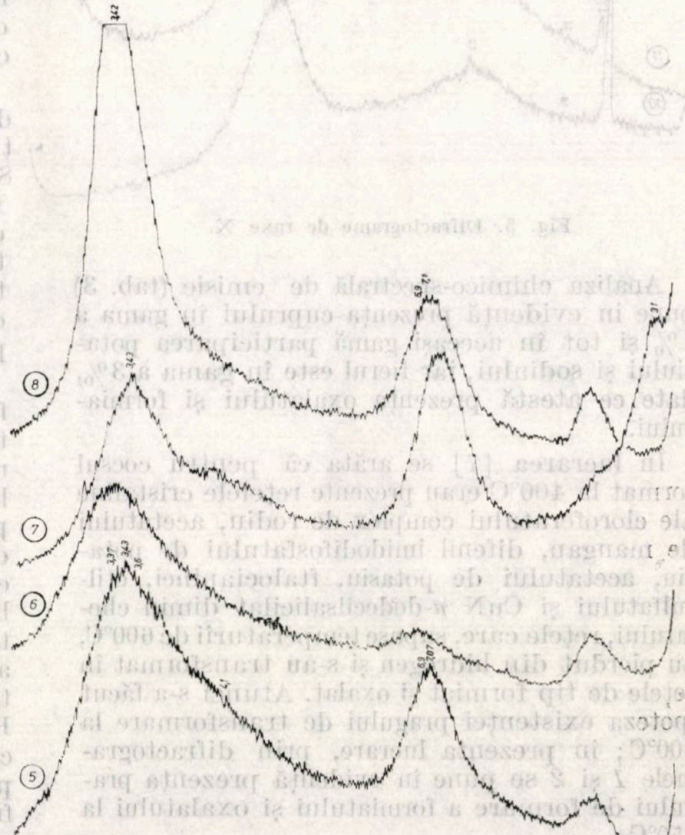


Fig. 3. Difractograme de raze X.

spectral — metoda semicantitativă a emisiei spectrale (tab. 3).

Difractograma *1* aparţine probei din sonda 120 Ochiuri, ţiţei neinfluenţat de combustia subterană, şi este a cocsului obţinut la 450°C. În acest cocs sînt prezente reţelele organometalice ale oxalatului de potasiu şi sodiu, pikul caracteristic [6 ; 7 ; 8] de la 3,42 Å. Cu acelaşi grad de participare însemnată apare şi reţeaua formiatului de sodiu (3,38 Å), formiatului de cupru (7,05 Å), difenil imidodifosfatului de potasiu (7,7 şi 15,5 Å), oxalatului hidratat de fier şi potasiu (6,9 Å) şi reţelei de tip tri cloro-acetil-acetonă de rodiu (7,43 Å).

Difractograma *2* aparţine cocsului obţinut la 450°C din smoala ţiţeiului combustionat din sonda 842 Suplacu de Barcău şi pune în evidenţă participarea însemnată a oxalatului de potasiu şi sodiu, formiatului de sodiu, formiatului de cupru şi difenil imidodifosfatului de potasiu.

Cocsul obţinut la 400°C, la Suplacu de Barcău (a se vedea lucrarea [7]), nu indica prezenţa

oxalatului și formiatului, în timp ce difractograma *2* din figura 1 a actualei lucrări scoate clar în evidență participarea însemnată a oxalatului și formiatului. În baza acestor date temperatura de 450°C poate fi considerată ca limită de apariție a oxalatului și formiatului în procesul combustiei subterane.

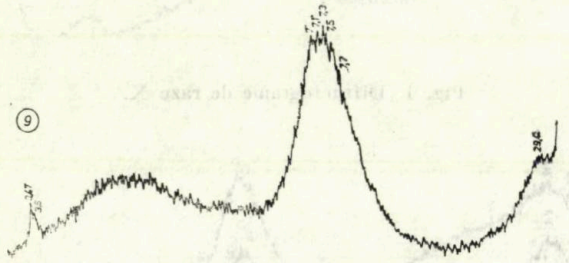


Fig. 4. Difractograme de raze X.

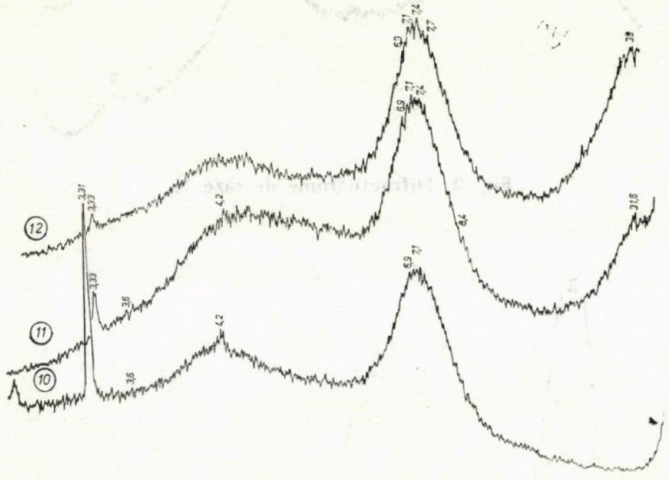


Fig. 5. Difractograme de raxe X.

Analiza chimico-spectrală de emisie (tab. 3) pune în evidență prezența cuprului în gama a 1% și tot în aceeași gamă participarea potasiului și sodiului, iar fierul este în gama a 3%, date ce atestă prezența oxalatului și formiatului.

În lucrarea [7] se arăta că pentru cocsul format la 400°C erau prezente rețelele cristaline ale cloroferatului complex de rodiu, acetatului de mangan, difenil imidodifosfatului de potasiu, acetatului de potasiu, ftalocianinei, etilsulfatului și CuN *n*-dodecilsalicilat dimin chelatului, rețele care, supuse temperaturii de 600°C, au pierdut din hidrogen și s-au transformat în rețele de tip formiat și oxalat. Atunci s-a făcut ipoteza existenței pragului de transformare la 500°C; în prezenta lucrare, prin difractogramele *1* și *2* se pune în evidență prezența pragului de formare a formiatului și oxalatului la 450°C.

Pierderea hidrogenului este pusă în evidență, în tabelul 2, prin reducerea gradului de participare a cocsului, față de smoala de la care s-a plecat, complementul pînă la unitate reprezentînd, în principal, pierderea de hidrogen, dar și de alte gaze.

Difractogramele *3* și *4* sînt ale cocsurilor obținute la 550°C din țițeiurile combustionate de la Ochiuri și din sonda 704 Suplacu de Barcău. Difractogramele pun în evidență participarea rețelelor organo-metalice comentate anterior pentru difractogramele *1* și *2*. Singura nuanțare este prezența acetatului de mangan la Suplacu de Barcău, menționat și în lucrarea [7].

Analiza chimico-spectrală de emisie (tab. 3), prin participarea Fe, Na, K, Cu, Mn, resubliniază prezența rețelelor organo-metalice menționate anterior.

Din compararea difractogramelor *1—4* și din datele analizei chimico-spectrale de emisie (tab. 3) se poate reține existența pragului de transformare a rețelelor cristaline organo-metalice la 450°C, atestată și de pierderea în hidrogen (tab. 2), care indică procente mai scăzute la nivelul de 550°C.

La nivelul a 1 000°C se compară difractogramele *5* și *6* ale cocsurilor obținute din țițeiurile din sondele 842 Suplacu de Barcău și 120 Ochiuri. Judecînd după mărimea intensităților pikurilor de difracție a razelor X se poate menționa [6; 7; 8] că procentul participării oxalatului și formiatului, în aceste probe, a crescut.

Pentru nivelul de 1 200°C se analizează, prin difractogramele *7* și *8*, cocsurile obținute din țițeiurile combustionate date de sondele 111 + 81 + 77 de la Ochiuri și 704 de la Suplacu de Barcău. Comparînd difractogramele *7* și *8* cu difractogramele *3* și *4*, se poate observa creșterea procentuală a participării oxalatului și formiatului, oxalatul devenind componenta predominantă, cum este cazul în difractograma *8*, pikul de la 3,42 Å.

Difractogramele analizate pun în evidență faptul că prin depășirea pragului de temperatură de la 450°C apare ruperea ringurilor ciclurilor naftenice și aromatice și transformarea lor la catene liniare; ruperea ringurilor și deci pierderea de hidrogen poate fi atestată și de datele din tabelul 2, unde se observă că o dată cu ridicarea temperaturii are loc și pierderea de hidrogen. În același timp predominarea oxalatului și formiatului și, îndeosebi, a oxalatului atrage concentrarea elementelor chimice refractare [6; 7; 8], cum sînt: Re, Ru, Rh, Ti, Mo, Pb, așa cum ilustrează și datele analizei chimico-spectrale de emisie (tab. 3). O remarcă pentru proba din sonda 704 Suplacu de Barcău, difractograma *7*, este prezența pikului de la 31 Å, care ilustrează participarea rețelei cristaline de interstratificație mixtă ordonată illit-montmorillonit „umflat" de cocs [6; 7; 8], indicînd

faptul că din strat țițeiul a antrenat argila de tip I—M, iar procesul de cocsare a introdus în rețeaua montmorillonitului cocsul, umflîndu-i elementul de rețea cristalină la 21 Å.

Să trecem acum la alt zăcămînt combustionat, cel de la Bălăria. Difractograma *9* este a unei probe cocsate extrase din tubingul sondei 1628. Difractograma (fig. 4) indică, prin parametrii de difracție caracteristici, prezența oxalatului hidratat de fier și potasiu și a formiatului de cupru, în baza cărora afirmăm că nivelul de temperatură la care s-a cocsat materialul a atins 450°C. Pe de altă parte, prezența pikului de la 29,4 Å ilustrează prezența, în materialul cocsat, a rețelei cristaline de interstratificație mixtă illit-montmorillonit + cocs. Prezența oxalatului și formiatului este indicată și de parametrul spectral $I_c - I_f$ al benzii spectrale a cianogenului, de prezența elementelor chimice refractare (tab. 3), iar participarea argilei este atestată și de gradul de participare a aluminiului.

Din perimetrul zonei combustionate din sarmațianul de la Videle se analizează o probă cocsată extrasă din lynnerul sondei H_3. Difractograma *10* (fig. 5) indică participarea însemnată a rețelei organometalice de tip formiat de sodiu, pikurile de la 3,3 Å și 4,2 Å, a formiatului de cupru, 7,1 Å, și a oxalatului hidratat de fier și potasiu, pikul de la 6,9 Å. Pe baza acestor date se apreciază că nivelul de temperatură la care s-a format acest cocs s-a aflat la 450°C.

Analiza chimico-spectrală de emisie (tab. 3) subliniază, prin participarea însemnată a sodiului, prezența formiatului de sodiu. Participarea formiatului de cupru este subliniată și de gradul de participare a cuprului, iar cel de participare a fierului și potasiului ilustrează prezența oxalatului hidratat de fier și potasiu.

Difractograma *11* este a unui cocs prelevat din sonda 3 327 Videle. Parametrii difractogramei indică un material cocsat, în care preponderenți apar formiatul de cupru (7,1 Å), oxalatul hidratat de fier și potasiu (6, 9 Å) și rețeaua de tip tri cloro-acetil-acetonă de rodiu (7,4 Å), precum și prezența interstratificării mixte ordonate illit-montmorillonit + cocs (31,6 și 3,3 Å). Formiatul de cupru și prezența oxalatului hidratat indică un nivel de temperatură de 450°C. Tratarea probei cu benzen, difractograma *12*, nu a condus la modificarea structurală a probei. Nici analiza chimico-spectrală de emisie (tab. 3) nu indică modificări în participarea elementelor chimice. Aceste date atestă faptul că proba cocsată la 450°C are o stabilitate fizico-chimică față de benzen, care este totuși o substanță polară-activă.

Din analiza datelor prezentei lucrări și din cele ale lucrărilor [6; 7; 8] se pot menționa următoarele.

● Procesul de cocsare, și deci și procesul de combustie subterană, este în esență un proces de deshidrogenare, intensitatea lui fiind dependentă de nivelul energiei termice, adus în sistem (temperatură, presiune, evasiconstanța volumului, timp) și de alcătuirea structurală a materiei implicate în procesul de cocsare, primatul aparținînd compoziției chimice a sistemului.

În prezenta lucrare compoziția chimică este cea care a adus (față de lucrările [6; 7; 8]) diferențierile menționate anterior.

● Probele prezentei lucrări, probe influențate de procesul combustiei subterane, au un procent nu neglijabil de emulsii stabile, or tocmai componenta „apoasă-mineralizată" a imprimat prezența „noilor" (față de [6; 7; 8]) rețele cristaline organo-metalice menționate.

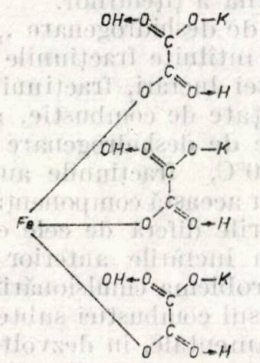


Fig. 6. Oxalat hidratat de fier și potasiu.

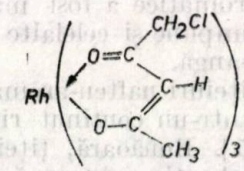


Fig. 7. Tri cloro-acetil-acetonă de rodiu.

● Apa mineralizată a conținut mult Na, K, Fe, Cu, Cl, iar procesul tehnologic al combustiei subterane a adus CO_2, CO, N, constituenți cunoscuți ca stabilizatori ai emulsiilor de apă în țiței.

● Prezența apei mineralizate în emulsii a făcut ca la temperaturi mari ($> 1\,000$°C) să rămînă oxalatul hidratat, în timp ce în lucrările anterioare, făcute în lipsa „apei" în sistem, la 1 000°C, s-a format oxalatul. În apa mineralizată a emulsiilor, conținutul ridicat în ionii Fe^{3+}, K^+, H^+, OH^+, nivelul energetic ridicat din sistem, particularitățile structurale ale moleculei de apă au creat condițiile formării oxalatului hidratat de fier și potasiu, a cărui schemă este redată în figura 6.

● În „apa mineralizată" din emulsii a fost mult Na, K, Fe, Cu și de aceea și oxalații, și formiații acestor elemente chimice. Prezența

Cl-ului, asociat de apa mineralizată, a condus și la apariția rețelei de tip tri fluoro-acetil-acetonă de sodiu, de fapt în prezenta lucrare cloro, pentru că F^-, cu raza ionică $\rho = 1{,}294$ Å, se substituie cu Cl, cu $\rho = 1{,}811$ Å, deoarece participarea clorului este în proporții mari (> 40%) în apele de zăcămînt.

● În lucrarea [6] lipsa emulsiilor excludea prezența clorului, în lucrările [7; 8] participarea redusă a emulsiilor aducea o prezență a clorului capabilă să conducă doar la formarea cloroferatului complex de rodiu, în timp ce participarea în cantitate însemnată a emulsiilor, în actuala lucrare, a condus la rețeaua tri cloro-acetil-acetonă de rodiu, redată în figura 7. Iată de ce apa mineralizată de zăcămînt a imprimat prezența anumitor rețele organo-metalice în procesul de cocsare și deci de combustionare subterană a țițeiurilor.

● La nivele de deshidrogenare „blinde", sub 300°C, au fost întîlnite fracțiunile analizate la începutul acestei lucrări, fracțiuni care, la țițeiurile influențate de combustie, sînt emulsionate. La nivele de deshidrogenare mai „avansate", 300—400°C, fracțiunile au apărut tot emulsionate. Cu această componență, atît smoala, cît și cocsurile diferă de cele care nu erau emulsionate, în lucrările anterior menționate. Apreciem că problema emulsionării și a emulsiilor din procesul combustiei subterane solicită cercetări fundamentale, în dezvoltare.

● Combustionarea țițeiurilor, îndeosebi din punct de vedere fizico-chimic, solicită în continuare cercetări fundamentale. Clasa de țițeiuri naften-aromatice a fost mai mult abordată, dar s-ar impune și celelalte clase din clasificarea C. Creangă.

● Clasa de țițeiuri naften-aromatice se caracterizează și printr-un conținut ridicat de acizi [1; 2; 3; 4; 5]. Bunăoară, țițeiul NA, neinfluențat de combustia subterană de la Suplacu de Barcău, prezintă [4; 5] indici de aciditate de 3,54—3,70 mg KOH/g, mărimi foarte mari față de țițeiurile „neacide" românești care au [2] un indice de aciditate de 0,5—1.

● În lucrarea [6] sînt menționați acizi identificați în unele țițeiuri românești. Față de cele prezentate, în actuala lucrare se adaugă datele de sinteză corelabile cu intervalele fracțiunilor procesului de distilare a țițeiulurilor [2; 3; 4; 5], cu datele lucrării [1] și implicit cu fracțiunile „după culoare", preconizate în actuala lucrare.

● Funcție de gradul de deshidrogenare apar și anionii rezultați, anioni care, în prezența cationilor identificați în lucrările [6; 7; 8] și în prezenta lucrare (tab. 3), conduc, funcție de nivelul energiei din sistem, la formarea rețelelor organo-metalice identificate în lucrările [6; 7; 8] și în prezenta lucrare.

● Unele din aceste rețele cristaline organo-metalice, prin particularitățile lor structurale, prin gradul de participare, pot servi drept „indicatori" ai condițiilor din procesul combustiei subterane a țițeiurilor. Opinăm că extinderea la toate clasele de țițeiuri și o investigație structurală și mai detaliată ar aduce multe foloase tehnologiei de combustionare subterană a țițeiurilor.

● Dacă deshidrogenarea acizilor „clasici" este cunoscută, pentru acizii naftenici și cei petrolici se mai cer studii fundamentale, pentru că în procesul combustiei subterane, în zăcămînt, se întîlnește nu numai o gamă mai largă de temperatură [8], ci și influența presiunii [7], a volumului cvasiconstant [8], a timpului de combustionare și, mai ales, influența alcătuirii chimico-structurale a mediilor în contact, așa cum se poate reține din actuala lucrare și din lucrările [6; 7; 8].

Bibliografie

[1] Anastasiu, S., Jelescu, E. *Detergenți și alți agenți activi de suprafață.* Ed. tehnică, București, 1959.

[2] Creangă, C. ș.a. *Les pétroles bruts roumains dans le classification Carpatica.* Ed. Academiei R.P.R., t. VII, nr. 1, 1962.

[3] Lazarovici, V. ș.a. *Chimia petrolului.* Lucrări practice. I.P.G. Ploiești, 1985.

[4] Lerescu, C. *Contribuții la cunoașterea acizilor naftenici din fracția țițeiului 350—400°C.* Disertație. I.P.G.G. București, 1958.

[5] Orășanu, L. *Studii privitoare la cunoașterea hidrocarburilor naftenice din fracțiunea 230—300°C dintr-un țiței naften-aromatic.* Teză de doctorat, I.P.G.G. Ploiești, 1978.

[6] Pârcălăbescu, D. I. *Asupra compoziției chimico-structurale a cocsurilor obținute în laborator din țițeiurile structurii Moreni—Gura Ocniței.* Mine, Petrol și Gaze, **37**, nr. 8, 1986.

[7] Pârcălăbescu, D. I., Nistor, I. *Asupra compoziției chimico-structurale a cocsurilor obținute în laborator din țițeiurile unor zăcăminte exploatate prin combustie subterană.* Mine, Petrol și Gaze, **37**, nr. 11, 1986.

[8] Pârcălăbescu, D. I., Nistor, I. *Modificări apărute în mediul solid poros-permeabil în procesul combustiei subterane în zăcămîntul de la Suplacu de Barcău.* Mine, Petrol și Gaze, **37**, nr. 12, 1986.

SIMPOZION

Cercetări teoretice şi experimentale pentru perfecţionarea utilajului petrolier

Comisia centrală de tensometrie din C.N.Ş.T., Comisia teritorială de tensometrie Ploieşti, împreună cu Institutul de Petrol şi Gaze Ploieşti, Întreprinderea „1 Mai" Ploieşti, Întreprinderea de utilaj petrolier Tîrgovişte şi Institutul de proiectări şi cercetări utilaj petrolier Ploieşti au organizat, în zilele de 2—3 octombrie 1987, un simpozion cu tematica din titlul de mai sus.

Simpozionul a urmărit atît evidenţierea unor rezultate de valoare obţinute în cercetarea şi proiectarea utilajului petrolier, cît, mai ales, realizarea unui consens al tuturor factorilor interesaţi privind : problemele de cercetat în domeniul utilajului petrolier ; baza materială a cercetării ; asigurarea fondurilor necesare ; modalităţile optime de colaborare între învăţămînt, proiectare şi producţie etc.

Programul general de desfăşurare a simpozionului a cuprins o sesiune ştiinţifică în care s-au prezentat 17 comunicări, o vizită de lucru la Întreprinderea de utilaj petrolier Tîrgovişte şi o masă rotundă ţinută la Institutul de Petrol şi Gaze Ploieşti, la care s-a dezbătut dezvoltarea în perspectivă a cercetărilor în domeniul utilajului petrolier.

Simpozionul a fost onorat cu participarea preşedintelui Academiei Republicii Socialiste România şi a primului secretar al Comitetului Judeţean de Partid Prahova.

Comunicările prezentate la simpozion, multiplicate într-un volum special, se referă la probleme majore ale calculului, construcţiei şi fabricaţiei utilajului petrolier de schelă şi rafinării. Aceste lucrări, menţionate în anexă, în ordinea prezentării la sesiune, vor fi grupate după specific şi analizate, pe scurt, în continuare.

I. Studii şi cercetări tehnologice

Lucrările, axate pe studii şi cercetări tehnologice, demonstrează faptul că modernizarea utilajelor petroliere şi creşterea performanţelor acestora se pot realiza şi printr-o reorientare a concepţiei pe plan tehnologic.

În lucrarea [3] se arată că cercetările experimentale prin metoda electrotensometrică rezistivă a diverşilor factori, ca lungimea mandrinată şi configuraţia suprafeţei laterale a alezajelor plăcilor tubulare, au avut ca scop îmbunătăţirea calităţii îmbinărilor mandrinate hidraulic ale ţevilor în plăcile tubulare ale schimbătoarelor de căldură. De asemenea, pentru asigurarea unei productivităţi sporite a acestui procedeu, s-a conceput un dispozitiv pentru efectuarea operaţiei de mandrinare, folosind, în locul mediului hidraulic, un manşon elastic din cauciuc.

Alte cercetări au vizat şi creşterea rezistenţei la oboseală a diferitelor piese ale utilajului petrolier, supuse unor solicitări variabile în timpul exploatării. Astfel, în lucrarea [13] se prezintă cercetările privind influenţa rulării la rece asupra rezistenţei la oboseală a materialelor utilizate curent în construcţia elementelor filetate din componenţa garniturii de foraj (racorduri speciale, reducţii, prăjini grele, fusul capului hidraulic etc.), din punctul de vedere a doi factori : duritatea stratului superficial şi tensiunile remanente din strat. Distribuţia tensiunilor în stratul superficial s-a determinat cu ajutorul unei metodologii originale, bazate pe măsurarea deformaţiei longitudinale a epruvetelor rulate, îndepărtînd prin dizolvare anodochimică straturi succesive de material. Pe baza analizei distribuţiei microdurităţilor şi tensiunilor în strat s-a stabilit forţa optimă de rulare.

Lucrarea [2] expune măsurile de ordin constructiv şi tehnologiile noi, care caracterizează noua generaţie de pompe de extracţie, pompele-barel, adecvate funcţionării în medii agresive (apă sărată, nisip în suspensie, H_2O, CO_2). Saltul calitativ, realizat de această generaţie de pompe, exprimat prin sporul mediei timpului de bună funcţionare a reperelor de bază, comparativ cu cele ale pompelor clasice, în prezent în curs de abandonare, a fost posibil prin studierea, asimilarea şi introducerea în producţie a cinci tehnologii noi, nepracticate anterior în fabricaţia utilajului petrolier : honare superadîncă de înaltă precizie geometrică şi dimensională, direct pe ţeavă brută ; cromare superadîncă a cilindrilor ; durificare prin inducţie a alezajului cilindrilor ; protejare anticorosivă şi antiuzură prin metalizare cu aliaj NiCrB micropulverizat ; sudare cap la cap prin fricţiune.

Metodele teoretico-experimentale, dezvoltate în cadrul mecanicii ruperii, îşi găsesc aplicabilitate directă şi cu eficienţă maximă la evaluarea capacităţii de rezistenţă a structurilor metalice, a căror comportare la solicitări mecanice este influenţată major de discontinuităţile fizice (defectele) pe care le conţin. Multe din utilajele folosite în lucrările de foraj-extracţie prezintă însuşirile unor astfel de structuri, rezistenţa lor la acţiunea solicitărilor mecanice complexe, din timpul probelor uzinale de recepţie şi din exploatare, fiind direct influenţată de starea defectologică ce le caracterizează.

Prin utilizarea acestor metode s-au putut stabili, în lucrarea [4], condiţiile de asigurare a calităţii prevenitoarelor de erupţie şi armăturilor de foraj-extracţie, prescripţiile privind mărimea defectelor admisibile, caracteristicile de tenacitate ale oţelurilor folosite şi regimurile probelor de recepţie uzinală (în funcţie de condiţiile de exploatare a pieselor : temperatură scăzută, medii apoase cu H_2S şi CO_2 etc.).

II. Cercetări teoretice şi experimentale privind utilajele de schelă

Utilajele instalaţiilor de foraj, de intervenţii şi pentru extracţia petrolului au făcut obiectul a numeroase cercetări teoretice şi experimentale, conţinute în cadrul unor lucrări prezentate la simpozion.

În lucrarea [6] se propune o metodologie de verificare a stabilităţii cilindrilor hidraulici telescopici folosiţi pentru rabatarea masturilor instalaţiilor de foraj transportabile. Pe baza acestei metodologii originale, care cuprinde mai multe etape, de la stabilirea condiţiilor de lucru în diferite faze ale telescopării, alegerea programelor de calcul, pînă la trasarea diagramei de variaţie a coeficienţilor de siguranţă la flambaj, se indică direcţiile de optimizare a proiectării cilindrilor hidraulici telescopici, motiv pentru care lucrarea menţionată are o deosebită eficienţă în practica de proiectare.

Lucrarea [5] prezintă rezultatele acţiunilor de cercetare-proiectare, efectuate în scopul realizării noii familii de echipamente de ridicare pentru instalaţiile de foraj (macarale, cîrlige, macarale-cîrlig şi capete hidraulice), care să se alinieze la normele A.P.I. şi să poată funcţiona la temperaturi scăzute. Direcţiile principale ale acestor acţiuni de cercetare-proiectare sînt : gama de sarcini în care se execută echipamentele ; soluţiile constructive adoptate ; modul de aliniere la normele A.P.I. privitor la coeficienţii de siguranţă ; elementele de legătură dintre echipamentele de ridicare ; materialele folosite ; variantele constructive şi ansamblele tipizate.

Funcţionarea sistemelor de lucru ale instalaţiilor de foraj şi de intervenţie şi a unităţilor de pompare la parametri optimi şi în deplină siguranţă depinde, în mare măsură, de comportarea dinamică a lor, care include, în afară de legea de mişcare, distribuţia maselor şi a legăturilor elastice dintre acestea. În acest sens, lucrarea [9] prezintă unele rezultate ale cercetărilor teoretice şi experimentale şi în domeniul proceselor dinamice şi vibratorii, dezvoltate în timpul funcţionării sistemului de manevră al instalaţiilor de foraj şi de intervenţie. Cercetările teoretice pun în evidenţă o serie de concluzii referitoare la solicitările dinamice ale unor elemente ale sistemului de manevră, influenţele turbotransformatorului, gradului de alimentare cu combustibil al motoarelor, flexibilităţii

și elasticității cuplajelor operaționale și caracteristicile sistemului de acționare asupra valorii coeficientului de dinamicitate. Cercetările experimentale au fost efectuate pe baza înregistrărilor unui număr de nouă parametri (viteze, presiuni și forțe) cu ajutorul unor traductoare inductive și rezistive, obținîndu-se legile de deplasare a diferitelor elemente componente ale sistemului de manevră și procesele lor dinamice, în condiții de exploatare.

Lucrarea [15] reprezintă o sinteză a cercetărilor experimentale pentru determinarea caracterului real al proceselor oscilatorii ce caracterizează funcționarea mașinilor și utilajelor petroliere (de foraj și de extracție) și a solicitărilor dinamice reale dezvoltate în elementele acestora. Necesitatea înregistrării unui număr foarte mare de parametri cinematici și dinamici (pe cale inductivă și rezistivă), în cadrul instalației de foraj și al unității de pompare, demonstrează complexitatea cercetărilor experimentale ale fenomenelor și proceselor dinamice ale grupurilor energetice (motoare Diesel și convertizoare hidraulice de cuplu, motoare electrice în curent continuu, la instalațiile de foraj și motoare electrice asincrone, respectiv motoare asincrone și turboambreiaj de tracțiune, la unitățile de pompare), sistemelor de lucru principale (manevră, rotire și circulație) ale instalațiilor de foraj în diferite faze ale operațiilor, care le caracterizează, cît și pentru diferite regimuri de lucru. Prelucrarea înregistrărilor efectuate în timpul măsurărilor a permis desprinderea unor concluzii importante cu privire la modul de exploatare a instalațiilor de foraj și a unităților de pompare, ca și a unor date necesare în proiectarea unor elemente care intră în alcătuirea lor.

Instalațiile de foraj pentru sonde de diametre mari sînt construcții de dată recentă. Așa cum era și firesc, o serie de probleme, care au apărut în exploatarea lor, au făcut obiectul mai multor cercetări întreprinse de colective din cadrul I.P.C.U.P. Ploiești și I.P.G. Ploiești. Unele dintre acestea se regăsesc în lucrările [10; 11 și 16] prezentate la simpozion.

Astfel, lucrarea [10] descrie o metodologie originală de măsurare a răspunsurilor dinamice ale garniturii de foraj de 10 $^3/_4$ in, folosită pentru săparea sondelor de diametre de 3,62 m cu ajutorul instalației de foraj F 320-3 DH-M. Problemele deosebite care au apărut pe parcurs și anume: construcția captorilor de solicitare, echipați pentru „captarea" separată a forței axiale, a momentului de torsiune, a momentului încovoietor și a solicitării complexe, protecția zonelor de aplicare a traductoarelor electrotensometrice rezistive (TER), transmiterea semnalelor electrice de la TER la tensometrul electronic și oscilograful cu bucle magnetice, prin intermediul unor cabluri de lungimi mari și al unor colectoare cu contacte glisante, etalonarea captorilor de solicitare și construcția colectoarelor cu contacte glisante de dimensiuni mari (corpul port-inele avînd Ø 540 mm și $L = 770$ mm, iar corpul port-perii, Ø 637 mm și $L = 655$ mm) au fost rezolvate cu succes.

Cu ajutorul acestei metodologii, lucrarea [11] își propune să determine stările reale de solicitare și de tensiuni ale garniturii de foraj de la 10 $^3/_4$ in, în timpul procesului de săpare. Prelucrarea unui număr important de înregistrări, reprezentînd răspunsurile dinamice ale captorilor de solicitare, în diferite faze ale operației de săpare, au scos în evidență caracterul solicitărilor prăjinilor de foraj, valorile reale ale tensiunilor care apar în secțiunea transversală a prăjinilor, domeniul parametrilor de lucru (vitezei unghiulare a sapei și forței de apăsare pe sapă), în care oscilațiile torsionale, flexionale și axiale sînt mai puțin pronunțate, cazul în care demarajul garniturii de foraj este optim din punctul de vedere al valorilor tensiunilor, nivelul variabilității tensiunilor etc.

Alte două obiective importante privind echipamentul tubular al sondelor de diametre mari, îmbinarea prin flanșe circulare ale prăjinilor de foraj și analiza structurii coloanelor pentru tubare, sînt abordate în lucrarea [16]. Aceasta expune o modalitate proprie de calcul privind îmbinările prin flanșe ale prăjinilor de foraj folosite pentru forarea sondelor de diametre mari, precum și cercetările teoretico-experimentale întreprinse de autori pentru perfecționarea programului de montare-demontare a acestora. În continuare, analiza structurilor de tipul coloanelor de tubare cu diametre mari, considerate ca sisteme, formate din burlane, cintre, șiu, în interacțiune cu stratul de cimentare și cu roca, în timpul operațiilor de lansare în sondă, cu sau fără șiu închis, ca și de cimentare și de golire a sondei, s-a realizat pe baza unui model fizic, folosind metoda elementelor finite. Credibilitatea modelului fizic este verificată prin utilizarea unui procedeu de simulare numerică a unor experimentări tensometrice efectuate pe un model, pe standul de încercare, realizat și montat în baza de foraj a I.P.G. Ploiești.

III. Cercetări teoretice și experimentale ale unor structuri și utilaje de rafinărie

Structurile și utilajele de rafinărie ocupă un loc important în ansamblul cercetărilor întreprinse de I.C.I.T.P.R. Ploiești și I.P.G. Ploiești.

Fenomenele de fluaj sînt frecvente în instalațiile petroliere și petrochimice și, de aceea, cercetările teoretice și experimentale sînt de foarte mare importanță și ele trebuie extinse pentru toate tipurile de structuri [7].

Lucrarea [7] reprezintă o sinteză a cercetărilor teoretice și experimentale întreprinse în cadrul Catedrei de mecanică din I.P.G. Ploiești, privind comportarea în condiții de temperaturi ridicate a unor conducte specifice industriei petrochimice. Algoritmul, dezvoltat pe baza metodei elementelor finite și programul corespunzător pentru calculul la fluaj al sistemelor de conducte, implementate în practica curentă de proiectare, contribuie atît la obținerea unor soluții tehnice judicioase, cu efecte pozitive asupra economiei de materiale și prelungirea duratei de funcționare a instalațiilor, cît și la reducerea timpului de proiectare.

În lucrarea [12] se stabilesc relațiile de calcul pentru determinarea intervalului maxim admisibil al tensiunilor rezultate din expansiunea termică, pentru o stare de tensiune spațială, în cazul unui sistem de conducte. S-a pus în evidență influența tensiunilor din presiune și greutate asupra limitelor maxime ale tensiunilor din expansiunea termică și s-au stabilit coeficienții de siguranță pentru ambele tipuri de tensiuni (primară și secundară), care se dezvoltă în secțiunea transversală a conductelor. Se menționează, de asemenea, că tratarea prezentată creează posibilitatea studiului variației intervalelor de tensiune în cursul proceselor de coroziune.

În industria petrolieră și petrochimică fenomenele vibratorii ale conductelor și utilajelor aferente, cum sînt pompele și compresoarele centrifugale, sînt frecvente și necesită măsuri speciale de combatere, pentru a asigura funcționa rea instalațiilor în deplină siguranță.

În lucrarea [14] se prezintă metodologii proprii privind calculul și proiectarea din punct de vedere dinamic a sistemelor de conducte și a rotoarelor pompelor și compresoarelor centrifugale. Aceste metodologii, bazate pe metoda elementelor finite, transpuse în programe de calculator, se pot implementa foarte ușor în practica inginerească și conduc la rezultate deosebite, atît în obținerea soluțiilor tehnice de combatere a fenomenelor vibratorii, cît și în reducerea timpului de proiectare.

Construcția în ultimii ani a rezervoarelor sferice cu capacități de depozitare de la 1 000 la 3 000 m^3 a atras după sine efectuarea de studii și cercetări teoretice și experimentale referitoare, mai ales, la rezolvarea problemei sistemului de rezemare discretă și la pretensionarea tiranților, care echipează picioarele tubulare, la o forță corespunzătoare tipului de rezemare și gradului de solicitare masică.

Scopul acestor cercetări, expuse în lucrarea [8], este asigurarea unei funcționări fără riscuri a rezervoarelor sferice, mai ales în condiții de exploatare excepționale (seism, alte acțiuni orizontale). În acest sens, cercetările vizează următoarele aspecte: fundamentarea teoretică a pretensionării corecte a tiranților rezervorului sferic printr-o metodă structurală neliniară, bazată pe criterii energetice, ceea ce a oferit posibilitatea verificării alegerii corecte a forței minime de pretensionare, pentru asigurarea antiseismică a rezervorului, utilizînd două programe de calcul: crearea conceptuală și fizică a bazei materiale, privind realizarea operației de pretensionare-acordare cu ajutorul mai multor dispozitive bazate pe principii diferite; măsurări electrotensometrice în condițiile racordării tiranților și ale încărcării la presiune hidraulică la rezervorul de 1 000 m^3, urmărind evoluția stărilor de ten-

siuni din manta și picioare, precum și a forței efective în tiranții inițial pretensionați.

În aceeași lucrare [8] sînt trecute în revistă o serie de studii, cercetări și omologări de dispozitive, legate de problematica amintită, care sînt în curs de finalizare sau conturate spre rezolvare.

IV. Aparate, dispozitive și traductoare

Cercetarea experimentală a proceselor care caracterizează funcționarea utilajelor petroliere și a stărilor de tensiuni în unele elemente ale acestor utilaje nu se poate desfășura decît cu ajutorul unor aparate, dispozitive și traductoare adecvate și în cadrul unor metodologii specifice condițiilor concrete de funcționare a utilajelor respective și de configurație geometrică a elementelor studiate, în deplină concordanță cu scopul investigației experimentale.

De aceea, în afară de aparatura și traductoarele destinate măsurărilor tensometrice, construite de firmele specializate, în cadrul cercetărilor experimentale ale mașinilor, utilajelor și structurilor petroliere au fost folosite aparate, dispozitive și traductoare speciale concepute (proiectate) și realizate de colectivele de cercetare.

Din lucrarea [17] rezultă atît eforturile depuse de I.A.E.M.I. București și I.C.S.I.T.E. București pentru mărirea sortimentului de modele și configurații tensometrice ale sistemului tensometric modular N 2300 care cuprinde : amplificator de măsură cu frecvență purtătoare, module de alimentare și afișare (analogică și numerică), modul de etalonare și echilibrare manuală, modul de comutare manuală, configurații de măsură cu 1 pînă la 6 canale de măsură etc., precum și preocuparea de a crea noi facilități (imprimantă destinată tipăririi pe bandă de hîrtie a rezultatelor măsurărilor și mesajelor aferente în sistem de măsurare automată ; sistem tensometric multipunct asistat de calculator TAC-100, bazat pe tensometria rezistivă sau inductivă ; instalație ce oferă posibilitatea măsurării tensiunilor în 1 000 de puncte cu o viteză ce ajunge pînă la 10 puncte pe secundă etc.).

În aceeași lucrare sînt prezentate echipamentele pentru investigarea structurii formațiunilor geologice prin unde sonore (carotajul acustic) și pentru supravegherea și comanda centralizată prin radio a unităților de pompare, prin măsurarea forței în prăjina lustruită (cu traductorul TSD-1, tip I.R.U.E.A.R. Cîmpina), a deplasării unghiulare a balansierului (cu traductorul de tip autotransformator cu cuplaj, tip I.R.U.E.A.R. Cîmpina) și intensității curentului absorbit de motorul electric de acționare.

În cadrul unor teme de cercetare inițiate de I.P.C.U.P. Ploiești, au fost realizate, pentru standurile de încercări funcționale ale supapelor de siguranță, complete de aparate pentru măsurarea, afișarea și înregistrarea presiunilor la diferite deplasări bine precizate ale tijei supapei. Aceste complete constau din panouri pentru sesizarea și măsurarea deplasării tijei supapelor (cu traductor dublu diferențial tip I.P.C.U.P. Ploiești), pentru măsurarea (prin intermediul unor captori cu traductoare rezistive și inductive) numerică și memorarea presiunilor și contrapresiunilor, pentru comanda sistemului de televiziune în circuit închis etc. Se menționează calitățile tehnice deosebite ale completului de aparate, atît sub raportul performanțelor realizate, cît și al comportării în exploatare al ansamblului de măsură (traductoare și panouri) și, de asemenea, posibilitatea de dotare a standurilor amintite cu un sistem de prelucrare și înregistrare automată a datelor, cu minicalculator încorporat.

În cele ce urmează se trec în revistă unele dintre aparatele, dispozitivele și captoarele tensometrice construite de colectivele de cercetare, fie pentru realizarea diferitelor operații, fie pentru cercetările experimentale întreprinse.

Astfel se amintesc : dispozitivele pentru efectuarea operației de pretensionare-acordare a tiranților rezervoarelor sferice, bazate pe diverse principii (electrorezistiv, mecanic, inductiv, vibrometric, hidraulic) [8] ; traductoarele inductive cu impulsuri pentru înregistrarea vitezelor unghiulare ale arborilor instalațiilor de foraj și de intervenții, traductoarele cu membrană electrorezistivă pentru măsurarea variației presiunii aerului în cuplajele acționate pneumatic [9] ; traductoarele rezistive și inductive pentru măsurarea diverșilor parametri cinematici și dinamici în cadrul instalațiilor de foraj și unităților de pompare [15] ; captorul pentru înregistrarea legii de variație a presiunii în interstițiul țeavă-placă, în timpul mandrinării țevilor în plăcile tubulare ale schimbătoarelor de căldură [3] ; instalația bazată pe metoda de dizolvare anodo-chimică pentru determinarea tensiunilor remanente în stratul superficial al epruvetelor ecruisate prin rulare [13] ; instalația de hidrotensoare destinată efectuării operației de montare-demontare a îmbinărilor flanșate ale garniturilor de foraj, de diametre mari, și standul pentru testarea și etalonarea hidrotensoarelor [16] ; captorii de solicitare pentru înregistrarea răspunsurilor dinamice ale garniturii de foraj de $10^3/_4$ in și colectoarele cu contacte glisante, construite pentru transmiterea semnalelor electrice de la captorii de solicitare aflați în mișcare de rotație, la aparatura tensometrică de prelucrare și înregistrare [10 și 11] etc.

Concluzii

Comunicările prezentate, tratînd probleme complexe, importante și de mare actualitate pentru îmbunătățirea utilajului petrolier, au trezit un interes deosebit în rîndul specialiștilor, care au participat în număr mare la discuții. Prin dezbaterile care au avut loc s-au stabilit contacte utile între specialiști și s-a lărgit tematica de cercetare atît în domeniul calculului, cît și în cel al tehnologiilor de fabricație. Se poate aprecia că simpozionul a fost util, mulți participanți opinînd pentru organizarea periodică a unor simpozioane de acest fel, finalizate prin idei și rezultate valoroase, care vor contribui la perfecționarea utilajului petrolier atît ca performanțe funcționale, cît și ca reducere a greutății și creștere a siguranței în exploatare.

„Masa rotundă" la care au participat specialiști din învățămînt, cercetare, proiectare, producție, în urma unor dezbateri aprinse, constructive, a condus la stabilirea unor probleme prioritare, cum ar fi :

— realizarea de produse noi, cu performanțe ridicate ;
— mărirea anduranței echipamentelor de foraj ;
— realizarea de echipamente electrice și electronice pentru automatizarea instalațiilor petroliere ;
— studiul comportării oțelurilor și echipamentelor la temperaturi scăzute etc.

De mare importanță pentru platforma industrială a județului Prahova sînt acordurile realizate între unități beneficiare pentru obținerea fondurilor privind dezvoltarea în cadrul Institutului de Petrol și Gaze Ploiești a unui laborator de măsurări dinamice și prelucrare automată a datelor experimentale. De asemenea, s-a apreciat, ca strict necesară, realizarea unui laborator de mecanica ruperii cu folosință comună în învățămînt (I.P.G.) și întreprinderi industriale.

Transpunerea în practică a ideilor și hotărîrilor luate va necesita o angajare mai intensă a cadrelor didactice pe linia cercetării și o colaborare mai strînsă cu toate întreprinderile industriale și institutele de cercetări și proiectări.

ANEXA

Lista lucrărilor prezentate la simpozion

[1] Dumitrescu, S., Andreescu, M. *Complet de aparate pentru determinarea parametrilor funcționali ai supapelor de siguranță.*

[2] Sorean, O. *Tehnologii noi în realizarea pompelor moderne pentru extracția țițeiului.*

[3] Preda, I., Pană, I., Țilimpea, S., Săvulescu, P. *Studiul influenței geometriei îmbinărilor mandrinate hidraulic asupra calității acestora și al posibilităților de înlocuire a mediului hidraulic.*

[4] Zecheru, Gh., Rașeev, D. *Utilizarea metodelor teoretico-experimentale din mecanica ruperii la proiectarea și recepția unor echipamente petroliere.*

[5] Săvulescu, V., Pătrascu, Gh., Cristocea, V. *Contribuții la realizarea unor echipamente de ridicare pentru instalațiile de foraj conform normelor A.P.I. și cu funcționare la temperaturi scăzute.*

[6] Cristescu, C. *Metodologie de verificare a stabilității cilindrilor hidraulici telescopici prin utilizarea calculatorului electronic.*

[7] Posea, N., Anghel, Al., Grigore, N. *Cercetări privind comportarea la temperaturi ridicate a unor conducte specifice industriei petrochimice.*

[8] Pavel, A., Rizea, L., Antonescu, N., Dumitru, Gh. *Studii și cercetări teoretico-experimentale privind comportarea în exploatare a rezervoarelor sferice.*

[9] Vlad, I. *Cercetări teoretice și experimentale ale cinematicii și dinamicii sistemului de manevră al instalațiilor de foraj sau de intervenție.*

[10] Parepa, S., Preda, I., Moldoveanu, Gr. *Metodologie privind cercetarea experimentală a stării de tensiune a garniturii de foraj pentru sonde de diametre mari.*

[11] Parepa, S., Vlad, I., Popa, C. *Cercetarea experimentală a stărilor de solicitări și tensiuni a garniturii de foraj pentru sonde de diametre mari.*

[12] Florențiu, Al. *Concepții și metode noi pentru proiectarea sistemelor de conducte, utilizînd noțiunea de interval admisibil de tensiune.*

[13] Ulmanu, V., Ispas, V. *Cercetări privind tensiunile remanente în stratul superficial al pieselor ecruisate prin rulare.*

[14] Posea, N., Anghel, Al., Dărvăreanu, St. *Comportarea dinamică a unor structuri de rezistență din industria petrolieră.*

[15] Vlad, I., Preda, I., Popovici, Al., Partenie, St. *Metodologia folosită în cercetarea experimentală a utilajelor petroliere pentru foraj și extracție.*

[16] Pavel, A., Kulin, M., Voicu, I., Dumitru, G., Iordache, Gh. *Studii și cercetări teoretico-experimentale privind perfecționarea echipamentului tubular al sondelor cu diametre mari.*

[17] Mocanu, D. R., Hartularie, St., Hagiescu, B., Bordaș, A. *Cu privire la aparatele și instalațiile tensometrice și la alte echipamente electronice, utilizate în industria petrolieră, fabricate în R.S.R.*

Informații

● S-a încheiat o înțelegere între U.R.S.S. și Grecia pe timp de 25 de ani pentru livrarea de gaze naturale. Se vor livra 2,5 bilioane m^3 pe an. Ambele țări vor colabora în construcția conductei ce va trece prin Bulgaria pe la NE de Salonic și va ajunge la Atena, prin Larissa și Volos, pe o lungime de 700 km.

(Buletinul OPEC, dec. 1987)

Descoperiri de zăcăminte

● La Saskatchewan (Canada) au fost puse în evidență două zăcăminte de uraniu la cîțiva kilometri nord de mina Rabbit Lake: Eagle Point North — conținut 58,3 Mlb de U 308 de 2,1% și Eagle Point South — conținut 75 Mlb de U 308 de 1,7% în medie.

● Norvegia dispune de curînd de o nouă bogăție naturală: scandiu. Pentru proprietățile sale acest mineral este important pentru cercetările în domeniul supraconductibilității.

● Cererea mondială de galium este estimată la 50 t/an și posibil să crească la 200 t/an pentru anii 1990—1992. În Suedia producția pentru anul 1987 este estimată la 5 t.

● Consumul mondial de Ni pentru oțeluri inoxidabile a fost în 1985 de 312 200 t și posibil ca în anul 2000 să ajungă la 461 800 tone, cu o creștere anuală de 2,6%.

(Chronique de la recherche minière nr. 489/1987)

● Societatea London and Scottish Marine Oil (Lasmo) comunică intrarea în producție a zăcămîntului de țiței Obando Marin din Gabon. Zăcămîntul se estimează a avea rezerve recuperabile de 24 mil. barili. Producția este d 15 000 b/zi din 14 puțuri.

Algeria anunță descoperirea unui important zăcămînt de țiței în vestul zonei muntoase a Erg-ului la 340 km de Hassi Messoud.

(Buletin OPEC, nov. 1987)

Conferințe, congrese

● 5—10 iunie 1988. Al 16-lea Congres Internațional de Mineralogie, Stockholm, Suedia.

● 7—10 iunie 1988. Al 50-alea Congres al Asociației europene a explorării geofizice, Haga.

● 20—22 sept. 1988. Simpozion Barita-Kutna Hora, R.S.C.

● 18—20 nov. 1988. Colocviu internațional cu tema: Noi științe ale pămîntului; 20 de ani de tectonică a plăcilor, Paris.

● 21—24 nov. 1988. Conferință internațională a exploatării argintului — minerit și prelucrare, Mexico.

● 17—18 mai 1989. Aurul în Europa. Simpozion internațional asupra metalurgiei și exploatării aurului în Europa. Toulouse, Franța.

● 5—19 iulie 1989. Al 28-lea Congres internațional al Geologiei. Washington, S.U.A.

(Buletinul OPEC, nov. 1987)

BIBLIOTECA CENTRALĂ DE INFORMARE TEHNICĂ ȘI ECONOMICĂ 1883

BECA PETRIŞOR

S-a stins din viață, la capătul unei grele suferințe, inginerul minier BECA PETRIȘOR.

Smuls prematur din mulțimea activităților sale, din mijlocul familiei și prietenilor săi, pe care l-a onorat și i-a iubit, inginerul Beca Petrișor lasă în urma sa regrete unanime.

S-a născut la 11 noiembrie 1932, în comuna Radomirești, județul Olt.

În perioada 1939—1944, a absolvit școala primară din comuna Radomirești. În perioada 1944—1948, a urmat cursurile școlii tehnice industriale militare auto din Roman, județul Neamț. În 1948—1949 a urmat Liceul industrial Roșiorii de Vede județul Teleorman, iar în perioada 1949—1952, cursurile Școlii medii tehnice de cărbune Lupeni, județul Hunedoara.

Animat de dorința de a cunoaște mai mult și mai bine domeniul mineritului, pe care l-a îndrăgit, fiind dotat cu pricepere, putere de muncă și voință, a absolvit în anul 1957 Institutul de Mine din Petroșani.

Devenind inginer minier, apreciat pentru cunoștințele și calitățile sale de bun organizator al tuturor problemelor legate de munca sa, ocupă diferite funcții la Exploatarea minieră Ceptura: inginer principal, șef sector mină, șef serviciu producție-tehnic.

În anul 1963, a fost transferat la Trustul minier Muntenia, actualmente Combinatul minier Ploiești, ocupînd și aici funcții de răspundere ca inginer principal, adj. șef serviciu tehnic, șef compartiment tehnic.

În perioada 1976—1979, a fost detașat la Întreprinderea GEOMIN—București, pentru Republica Arabă Egipt, ocupînd funcțiile de inginer șef al minelor și șef de grup pe întregul șantier.

În anii 1982—1983, tot prin întreprinderea GEOMIN, a lucrat ca șef de grup geologic în R. A. Yemen pentru cercetări geologice.

Unitatea care l-a trimis ca specialist s-a mîndrit cu rezultatele muncii din străinătate, a practicianului în arta mineritului Beca Petrișor.

Ne-a fost drag tuturor, pentru modestia și frumusețea caracterului său, blînd, cinstit și de-o noblețe sufletească deosebită, un exemplu viu pentru noi toți cei care am avut cinstea să-i fim colegi și prieteni.

Același om de excepție s-a dovedit a fi ca soț, tată a doi băieți ingineri, ca tovarăș de lucru, coleg și prieten, rămînînd pentru totdeauna ca o flacără nestinsă, vie și îndrumătoare în amintirea tuturor celor care l-au cunoscut și iubit.

Calitățile, activitatea și preocupările deosebite ale celui care a fost inginerul BECA PETRIȘOR, puse, cu dăruire în slujba dezvoltării ramurii extracției de cărbune, în cei peste treizeci de ani de activitate, vor face ca toți colegii, toți cei care l-au cunoscut și cu care a lucrat, să-i păstreze o nestearsă amintire.

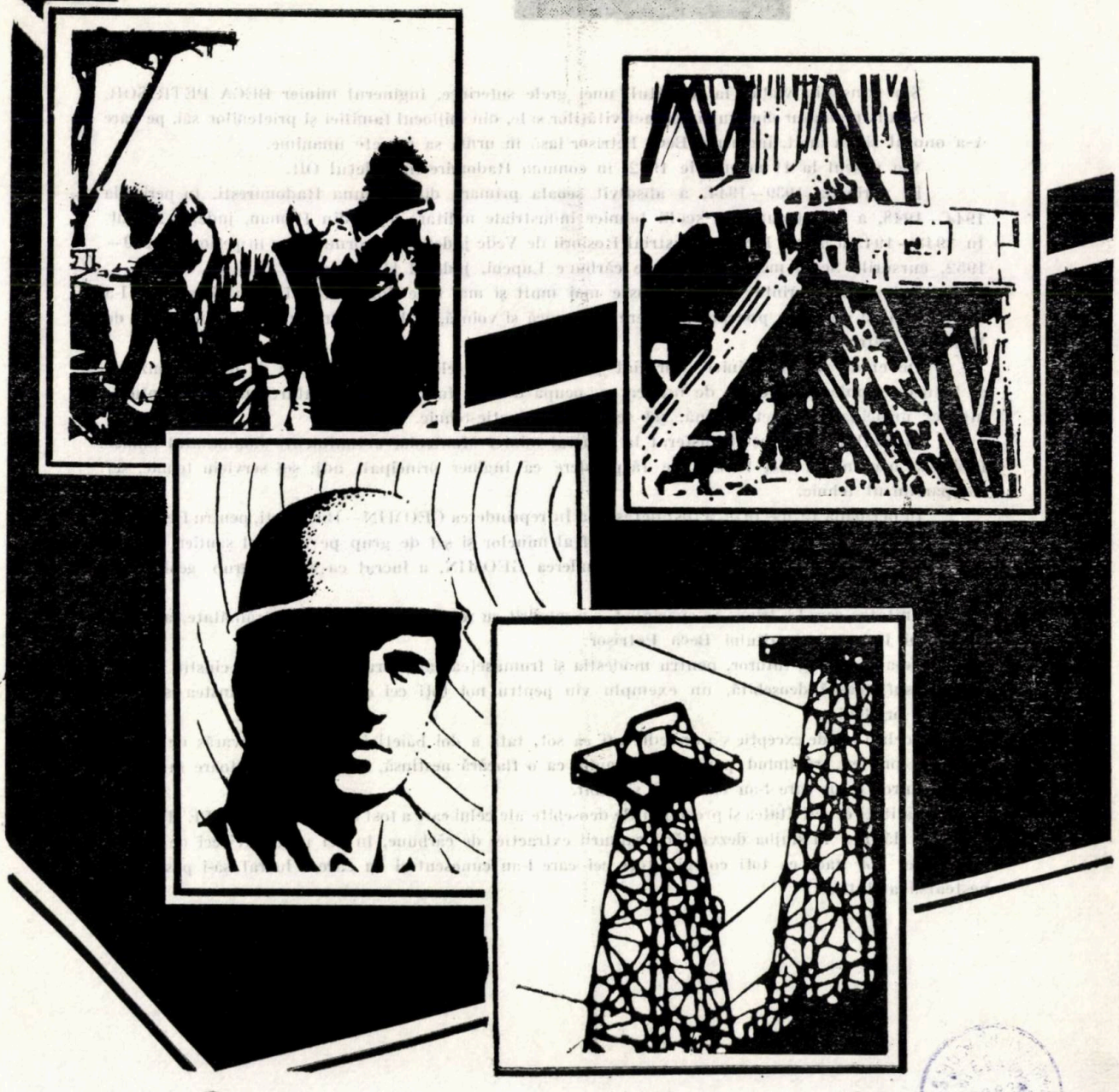
MINISTERUL PETROLULUI

Intreprinderea de reparatii utilaj electric, automatizari si radiocomunicatii

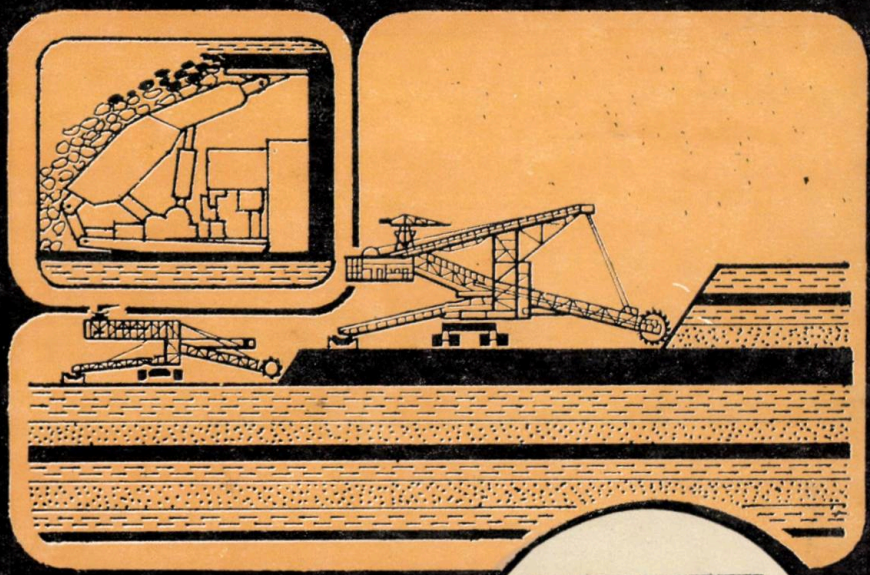
EXECUTA:

- Confecţii de echipamente electrice, prefabricate de forţă, distribuţie, automatizări şi radiocomunicaţii specifice industriei petroliere.
- Reparaţii de motoare, transformatoare, aparataje electrice.
- Reparaţii şi confecţii de scule de foraj extracţie.
- Activitate de service în legătură cu aceste activităţi.

IRUEAR CIMPINA, str. BOBILNA nr. 44
jud. PRAHOVA, telex 19625
telefon 973/35751, 35781, 35071



INSTITUTUL DE CERCETARI INGINERIE TEHNOLOGICA SI PROIECTARI MINIERE PENTRU LIGNIT - CRAIOVA



ICITPML
CRAIOVA

execută :

STUDII, PROIECTE, CERCETARI, DOCUMENTATII TEHNICO-STIINTIFICE PENTRU:

- valorificarea şi încadrarea în bilanţ a rezervelor;
- mine subterane şi exploatări la zi;
- prepararea lignitului;
- utilaje auxiliare de transport;
- inginerie tehnologică;
- drumuri, lucrări de artă, construcţii civile şi industriale pentru incinte miniere;
- lucrări geotehnice, hidrotehnice şi de asecare.

ICITPML CRAIOVA, str. Unirii 138, jud. Dolj
cod 1100, telefon 23457

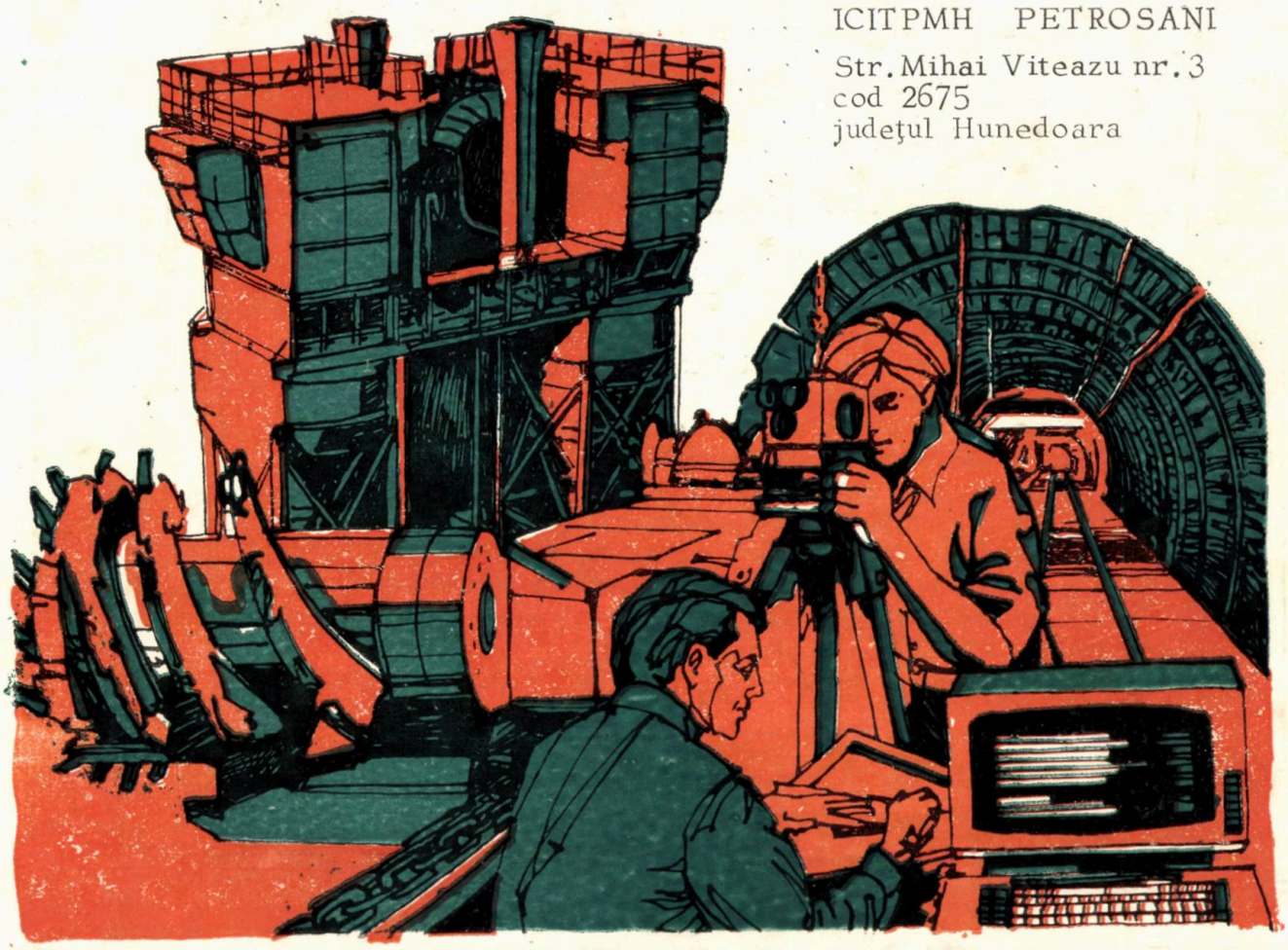
INSTITUTUL DE CERCETARI, INGINERIE TEHNOLOGICA SI PROIECTARI MINIERE PENTRU HUILA PETROSANI

1988 AUG - 8

EFECTUEAZA:

- cercetări privind exploatarea, prepararea şi industrializarea cărbunelui;
- proiecte tehnologice şi documentaţii tehnico-economice pentru obiective de investiţii privind exploatarea, prepararea şi industrializarea cărbunelui, dezvoltarea unităţilor de fabricare şi reparaţii ale utilajelor miniere;
- cercetări şi proiecte privind mecanizarea şi automatizarea minelor, modernizarea şi asimilarea utilajelor specifice industriei cărbunelui;
- colaborări cu uzine constructoare de maşini din ţară şi străinătate privind adaptarea utilajului minier la condiţiile specifice din Valea Jiului;
- cercetări şi proiectări privind cooperarea externă în domeniul extracţiei şi preparării cărbunelui.

ICITPMH PETROSANI
Str. Mihai Viteazu nr. 3
cod 2675
judeţul Hunedoara



E 1445

MINE
PETROL
GAZE

BUCUREŞTI – ROMANIA ★ Vol. 39, august 1988

8

I P S R U E E M Petroşani

EXECUTĂ

Echipament pentru susţinerea mecanizată a abatajelor:

- stîlpi hidraulici tip SVJ 80-315,
- agregate hidraulice de înaltă presiune tip ACH 40/200;
- sisteme de distribuţie

Utilaje miniere tehnologice

- maşini de montat armături tip MMA 500;
- maşini de montat panouri MMP 750

Utilaje miniere diverse

- prese orizontale pentru îndoit profile;
- staţii de înnămolire,
- silozuri dozatoare

Echipament electric antigrizutos

- relee de control al rezistenţei de izolaţie ACRI-2,
- cofrete pentru transformatori de iluminat de 1,6 kVA;
- cutii de ramificaţie modulare

Piese de schimb pentru utilaje miniere

- piese de schimb pentru utilaje din fabricaţia curentă (fabricate în ţară sau din import)

Confecţii metalice

- armături de mină;
- tuburi de aeraj;
- tuburi flanşate,
- plasă de mină împletită sau sudată

R K pentru utilaje miniere

- sondeze, foreze, combine, susţineri mecanizate, compresoare, locomotive de mină, pompe, agregate hidraulice

Reparaţii echipament electric antigrizutos:

- motoare, ventilatoare, cofrete, diverse

Reparaţii A M C

- analizoare de gaze, manometre, Wattmetre, tahometre, explozoare etc

Dispozitive de mică mecanizare

- pompe manuale de i.p.,
- dispozitive de tăiat cablu
- dispozitiv de răiat lanţ calibrat

Dispozitive pentru securitate minieră:

- ejectoare pentru dispersarea pînzelor de metan;
- dispozitive de pulverizat praf mineral

Activităţi de service

- montări, demontări, reparaţii, întreţinere utilaje în subteran.
- reparaţii şi întreţineri la centrele telegrizumetrice.
- verificări şi reglaje PRAM
- asistenţă tehnică diversă

IPSRUEEM

I P S R U E E M Petroşani
str Lunca nr 115, telefon 44902, 43962, 44462, interior 120, cont 30.12 7 14 01
B.N Petroşani telex 032814

MINE, PETROL ŞI GAZE

ORGAN AL MINISTERULUI MINELOR ŞI AL MINISTERULUI PETROLULUI

ANUL XXXIX

Nr. 8 1988

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR

CUPRINS

Leţu, N., Onica, I. **Mecanizarea tehnologiilor de susţinere în bolţari a lucrărilor miniere orizontale** 375

Cristescu, N., Fotă, D., Medveş, E. **Stabilirea tipului adecvat de susţinere pentru lucrările miniere orizontale, bazat pe analiza interacţiunii rocă-susţinere** 379

Mărunţeanu, C. **Metode probabilistice de analiză a stabilităţii rocilor fracturate** 391

Buşe, Fl., Goldan, T. **Posibilităţi de evaluare cu ajutorul calculatorului electronic a eficienţei soluţiilor de proiectare a minelor, cu luarea în considerare a influenţei deranjamentelor tectonice asupra parametrilor calitativi** 395

Kecs, W. **Model matematic pentru rezolvarea unor litigii dintre exploatările miniere şi uzina de preparare privind calitatea utilului** 401

Meghea Aurelia, Peleanu, I. **Aplicarea spectroscopiei RES în cercetarea geochimică petrolieră (I)** 403

Pavel, A. **Tensiuni reziduale în componentele utilajelor tehnologice (I)** 410

Informaţii

COLEGIUL DE REDACŢIE

Preşedinte: ing. **Vasile-Gheorghe Scripăţ-Florescu**; *vicepreşedinţi:* dr. ing. **Gheorghe Aldea** şi ing. **Traian Cojocaru**; *membri:* ing. **Teodor Boru**, ing. **Gheorghe Boteanu**, ing. **Alexandru Butac**, ing. **Minea Ene**, prof. dr. ing. **Dumitru Fodor**, dr. ing. **Iancu Geangălă**, ing. **Gheorghe Giuclea**, ing. **Ion Gâf-Deac**, dr. ing. **Mircea Guran**, ing. **Ion Mărăscu**, ing. **Ion Mitrea**, **dr. ing. Florea Neagu**, ing. **Nicolae Pantilie**, ing. **Mircea Refec**, ing. **Aurel Sandu**, dipl. univ. **Elena Vrânceanu**, *redactor.*

REZUMATE

C.Z. 622.281.35 :65.011.54.

Leţu, N., Onica, I. *Mecanizarea tehnologiilor de susţinere în bolţari a lucrărilor miniere orizontale*

Se prezintă, în concepţie proprie, o maşină de zidit lucrări miniere orizontale, capabilă să reducă la minimum efortul fizic al muncitorilor consumat la manipularea bolţarilor, cu consecinţe în creşterea productivităţii muncii şi a vitezelor de realizare a susţinerii.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 8, 1988

C.Z. 622.281

Cristescu, N., Fotă, D., Medveş, E. *Stabilirea tipului adecvat de susţinere pentru lucrările miniere orizontale, bazat pe analiza interacţiunii rocă-susţinere*

Autorii prezintă un model matematic de analiză a interacţiunii rocă-susţinere, descris prin ecuaţii constitutive visco-elastice lineare, pentru rocă, şi ecuaţii lineare sau nelineare, pentru susţinere. Analiza permite, în final, determinarea presiunilor şi deformaţiilor ce iau naştere la interfaţa rocă-susţinere, putîndu-se astfel stabili susţinerea adecvată la unele condiţii geomecanice specifice.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 8, 1988

C.Z. 622.271.3 : 622.831

Mărunţeanu, C. *Metode probabilistice de analiză a stabilităţii rocilor fracturate*

Se descrie o aplicaţie a metodelor probabilistice de analiză a stabilităţii rocilor fracturate în zona carierei Roşia Poieni. Parametrul propus — probabilitatea de stabilitate — este un parametru probabilistic ce include nu valori punctuale ale parametrilor geomecanici ai discontinuităţilor din masiv, ci funcţiile testate ale distribuţiilor statistice pentru aceşti parametri.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 8, 1988

C.Z. 622.014 : 65.011.56

Buşe, Fl., Goldan, T. *Posibilităţi de evaluare cu ajutorul calculatorului electronic a eficienţei soluţiilor de proiectare a minelor, cu luarea în considerare a influenţei deranjamentelor tectonice asupra parametrilor calitativi*

La adoptarea soluţiilor de proiectare, se ţine seama de influenţa deranjamentelor tectonice asupra parametrilor calitativi ai minei, iar la evaluarea, pe cale matematică, a eficienţei soluţiilor de proiectare, se ajunge la concluzia că în alegerea schemei tehnologice şi a parametrilor minei trebuie luaţi în considerare toţi factorii geologico-minieri.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 8, 1988

C.Z. 622.7.05

Kecs, W. *Model matematic pentru rezolvarea unor litigii dintre exploatările miniere şi uzina de preparare privind calitatea utilului*

Autorul analizează un model probabilistic de stabilire a penalizărilor, bazat pe formula probabilităţilor cauzelor.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 8, 1988

C.Z. 550.4 : 621.317

Meghea Aurelia, Peleanu, I. *Aplicarea spectroscopiei RES în cercetarea geochimică petrolieră (I)*

Sînt prezentate bazele teoretice şi experimentale ale spectroscopiei de rezonanţă electronică de spin, precum şi posibilităţile sale de aplicare în cercetarea geochimică petrolieră. Se analizează modificările parametrilor RES în funcţie de natura speciilor paramagnetice existente în rocile sedimentare. Folosirea spectroscopiei RES, alături de alte metode de analiză, furnizează o serie de indicatori extrem de utili în prospecţiunea petrolieră.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 8, 1988

C.Z. 620. 193

Pavel, A. *Tensiuni reziduale în componentele utilajelor tehnologice (I)*

Se expun conceptele de tensiuni şi deformaţii sau distorsiuni reziduale, se prezintă clasificările corespunzătoare şi se detaliază fundamentele privind macrotensiunile şi microtensiunile (omogene sau neomogene), în general, precum şi tensiunile reziduale datorite sudării, în particular. Se studiază metodele — analitice, experimentale, mixte; distructive, nedistructive şi semidistructive — de determinare a tensiunilor reziduale. Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 8, 1988

CONTENTS

C.Z. 622.281.35 : 65.011.54

Leţu, N., Onica I. *The mechanization of technologies for the packer support of headings*

The article presents the original conception of a machine for the building of headings, meant to reduce to a minimum the physical effort of the workers when handling the packers, with good results for work productivity and the rate of support erection.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 8, 1988

C.Z. 622.281

Cristescu, N., Fotă, D., Medveş, E. *The determination of suitable support type for headings by analyzing the rock-support interaction*

The authors present a mathematical model for the analysis of the rock-support interaction, described by linear visco-elastic constitutive equations for the rock and linear or non-linear ones for the support. The analysis makes possible the determination of pressures and deformations which appear at the rock-support interface, and thus the suitable type of support for specific geomechanic conditions.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 8, 1988

C.Z. 622.271.3 : 622.831

Mărunţeanu, C. *Prognostication mehods for the analysis of fractured rocks stability*

The article presents an application of the prognosticating methods of analysis of fractured rocks stability in the Roşia Poieni open pit. The proposed parameter — the stability probability — is a prognosticating parameter which does not include punctual values of the geomechanic parameters in the massif, but the tested functions of the statistical distributions of these parameters.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 8, 1988

C.Z. 622.014 : 65.011.56

Buşe, Fl., Goldan, T. *Possibilities for the evaluation of the efficiency of mine designing by the help of the electronic computer, taking into consideration the influence of the tectonic deterioration on the qualitative parameters*

For the adaptation of the designing solutions, the authors take into account the influence of the tectonic deteriorations as the qualitative parameters of the mine. By mathematicaly evaluating the efficiency of the designing solutions, they reach the conclusion that when adopting the technological set-up and the parameters of the mine, all the geological-mining factors must be taken into consideration.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 8, 1988

C.Z. 622.7.05

Kecs, W. *Mathematical model for the solving of some litigations between the mining entreprises and the processing plant, regarding the quality of the materia*

The author analyses a possible model for the determination of penalties, based on the formula which establishes the probabilities of reasons.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 8, 1988

C.Z. 550.4 : 621.317

Meghea Aurelia, Peleanu, I. *The application of RES spectroscopy in petroliferous geochemical research work (I)*

The theoretical and experimental base of spin electronic resonance spectroscopy is presented, as well as its possible application in the petroliferous, geochemical research work. The changes of the RES parameters are analysed, according to the nature of the existing paramagnetic species in the sedimentary rocks. The application of RES spectroscopy supplies a series of very useful indicators in petroliferous geochemical exploration.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 8, 1988

C.Z. 620.193

Pavel, A. *Residual tensions in the components of technological equipment (I)*

The general concepts of residual tension and deformation are presented, as well as the corresponding classifications and the basis for the macrotensions and microtensions is detailed. Also, the particular residual tensions due to welding. The analytical, experimental and mixed — destructive, non-destructive and semidestructive — methods are studied, for the determination of residual tensions

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 8, 1988

СОДЕРЖАНИЕ

C.Z. 622.281.35 : 65.011.54

Лецу, Н., Оника, И. *Механизация технологии крепления замковыми камнями горизонтальных горных выработок*

Представлена личная концепция машины для закладки горизонтальных горных выработок, способствующей максимальному сокращению физического усилия рабочих при манипуляции замковых камней, а также повышению производительности труда и скоростей монтажа крепи.

Ключевые слова: механизация, технология, крепление, выработки, сокращение.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 8, 1988

C.Z.622.281

Кристеску, Н., Фотэ, Д., Медвеш, Е. *Установление соответствующего типа крепи для горизонтальных горных выработок, на основе анализа взаимосвязи породы-крепи*

Авторы представляют математическую модель для анализа взаимосвязи породы-крепи, описанную линейными вискоэластичными уравнениями для породы и линейными или нелинейными уравнениями для крепи. Аналиа обеспечивает определение напряжений и деформаций, образующих на интерфейсе порода-крепь и установление соответствующего типа крепи для специфических геолого-механических условий.

Ключевые слова: установление, крепь, горизонтальные выработки, уравнения, порода, напряжения, деформации.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 8, 1988

C.Z.622.32 : 31.622.8

Мэрунцяну, К. *Вероятностные методы для анализа устойчивости разрывных пород*

Описано применение вероятностных методов анализа устойчивости разрывных пород в районе карьера Рошия Поень. Предложенный параметр — вероятность устойчивости — является вероятностным параметром, содержащим неточечные стоимости геомеханических параметров разрывностей массива, а тестированные функции статических распределений для этих параметров.

Ключевые слова: метод, вероятностные параметры, анализ, карьер, разрывность, массив, Рошия Поень.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 8, 1988

C.Z. 622.014 : 65. 011.56

Буше, Фл., Голдан, Т. *Возможность оценки электронновычислительными машинами эффективности решений проектирований шахт, учитывая влияние тектонических нарушений на качественные параметры*

Для усваивания решений проектирования учитывается влияние тектонических нарушений на качественные параметры шахты. Математической оценкой следует, что при выборе технологической схемы и параметров шахты должнно учитывать все горно-геологические факторы.

Ключевые слова: оценка, ЭВМ, проектирование, нарушения, параметры, технологическая схема, факторы.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 8, 1988

C.Z. 622.7.05

Кеч, В. *Математическая модель для решения спорных вопросов между горными разрезами и обогатительным заводом в связи с качеством полезного ископаемого*

Автор представляет возможностную модель установления штрафов на основе формулы возможностей причин.

Ключевые слова: математическая модель, спорные вопросы, качество, полезное ископаемое, формулы.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 8, 1988

C.Z. 550.4 : 621.317

Мегя Аурелия, Пелляну, И. *Применение электроскопии РЕС для геохимического нефтяного исследования* (I)

Представлены теоретические и экспериментальные основы спектроскопии электронно-спинового резонанса, а также возможности его применения для геохимического нефтяного исследования. Анализированы изменения параметров РЕС в зависимости от природы парамагнетических типов, действующих в отложениях. Использование спектроскопии РЕС рядом с другими современными методами анализа, дают некоторые показатели очень полезными для нефтяной разведки.

Ключевые слова: электроскопия РЕС, исследование, резонанс, параметры, методы, разведка.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 8, 1988

C.Z. 620.193

Павел, А. *Остаточные напряжения в составных технологического оборудования (I)*

Представлены концепты остаточных напряжений и деформаций, соответствующие классификации, а также подробные основы макро- и микронапряжений (омогенных и неомогенных), вообще, и остаточные напряжения сварки, в частности. Изучены методы — аналитические, экспериментальные, смешанные; деструктивные, недеструктивные и полудеструктивные — для определения остаточных напряжений.

Ключевые слова: напряжения, технологическое оборудование, концепты, деформации, методы.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 8, 1988

INHALT

C.Z. 622.281.35 : 65.011.54

Leţu, N., Onica, I. *Mechanisierung der Ausbautechnologien mit Bausteinen in söhligen Grubenbauen*

Vorgestellt wird, nach dem eigenen Konzept, eine Maueerungsmaschine für söhligen Grubenbaue, die fähig ist dii physische Belastung der Arbeiter bei der Handhabung der Bausteine zu minimieren, wobei die Arbeitsproduktivität und die Geschwindigkeit bei der Ausbauerrichtung erhöht werden.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 8, 1988

C.Z. 622.281

Cristescu, N., Fotă, D., Medveş, E. *Die Bestimmung der richtigen Ausbauart für söhligen Grubenbaue, auf Grund des Zusammenhanges Gestein — Ausbau*

Die Verfasser stellen ein mathematiches Analysenmodell für den Zusammenhang Gestein — Ausbau, welches durch lineare, visko — elastische Bestandgleichungen, für das Gestein und durch lineare oder unlineare Gleichungen, für den Ausbau, beschrieben wird, vor. Die Analyse erlaubt die Bestimmung der Druckwerte und der Verformungen, welche an das „interface" Gestein — Ausbau entstehen und, in dieser Weise, kann man die geeignete Ausbauart für bestimmten spezifischen geomechanischen Verhältnisse wählen.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 8, 1988

C.Z. 622.271.3 : 622.831

Mărunţeanu, C. *Wahrscheinlichkeitsanalysenmethoden für die Stabilität der zerklüfteten Gesteine*

Beschrieben wird eine Anwendung der Wahrscheinlichkeitsanalysenmethoden für die Stabilität der zerklüfteten Gesteine in dem Bereich des Tagebaus Roşia Poieni. Der vorgeschlagene Parameter — die Stabilitätswahrscheinlichkeit — ist ein Wahrscheinlichkeitsparameter, welcher keine pünktliche Werte der geomechanischen Parameter der Gesteinunstetigkeit, sondern die geprüften Funktionen der statistischen Aufteilungen für diese Parameter einschliessen.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 8, 1988

C.Z. 622.014 :65.011.56

Buşe, Fl., Goldan, T. *Auswertungsmöglichkeiten mit Hilfe des elektronischen Rechners, der Effizienz der Grubenplanungslösungen, unter Berücksichtigung des Einflusses der tektonischen Störungen auf die qualitative Parameter*

Um Planungslösungen zu adoptieren berücksichtigt man den Einfluss der tektonischen Störungen auf die qualitative Parameter der Grube. Durch die Auswertung — auf mathematische Wege — der Effizienz der Planungslösungen, erreicht man die Folgerung, dass bei der Wahl einer technologischen Lösung und der Grubenparameter, sämtliche geologischen und bergmännischen Faktoren berücksichtigt werden müssen.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 8, 1988

C.Z. 622.7.05

Kecs, W. *Mathematisches Modell für die Lösung von Unterschiedsfällen zwischen den Bergwerken und den Aufbereitungswerken über die Qualität des nutzlichen Stoffes*

Der Verfasser überprüft ein Wahrscheinlichkeits modell für die Festlegung der Penalisierungshöhe auf Grundlage der Formel der Ursachenwahrscheinlichkeit.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 8, 1988

C.Z. 550.4 : 621.317

Meghea Aurelia, Peleanu, I. *Anwendung der ESR — Spektroskopie in der geochemischen Erdölforschungen (I)*

Vorgestellt werden die theoretischen und experimentellen Grundlagen der Elektronenspinresonanzspektroskopie, sowie ihre Anwendungsmöglichkeiten in den geochemischen Erdölforschungen. Überprüft werden die ESR — Parameteränderungen, von der Art der paramagnetischen, in den Ablagerungsgesteinen existierenden Spezien abhängend. Die Verwendung der ESR — Spektroskopie, zusammen mit anderen Forchungsmethoden liefert einige sehr nützlichen Anzeiger in der Erdölschürfung.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 8, 1988

C.Z. 620.193

Pavel, A. *Restspannungen in den Einbauteilen der technologischen Ausrüstungen*

Vorgestellt werden die Begriffe von : Restspannungen, — umformungen, oder — störungen, die entsprechenden Klassifizierungen und die Grundlagen betreffend die Makro — und Mikrospannungen (homogene und nicht-homogene) im allgemeinen, sowie die Restspannungen als Folge des Schweissens, insbesondere. Studiert werden die Methoden — analytische, experimentelle, kombinierte, zerstörende, nicht — zerstörende und halb-zerstörende-, für die Bestimmung der Restspannungen.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 8, 1988

SOMMAIRE

C.Z. 622.281.35 : 65.011.54

Leţu, N., Onica, I. *La méchanisation des technologies de soutènement en blocs de béton des travaux miniers horizontaux*

On présente, en conception propre, une machine, pour la construction des travaux miniers horizontaux, capable de réduire au minimum l'effort physique des ouvriers consommé pendant la manipulation des blocs de béton, avec des conséquences dans l'augmentation de la productivité du travail et des vitesses de réalisation du soutènement.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 8, 1988

C.Z. 622.281

Cristescu, N., Fotă, D., Medveş, E. *L'établissement du type adéquat de soutènement pour les travaux miniers horizontaux basé sur l'analyse de l'interaction roche — soutènement*

Les auteurs présentent un modèle mathématique d'analyse de l'interaction roche — soutènement, décrit par des équations constitutives viscoélastiques linéaires pour la roche et des équations linéaires et nonlinéaires pour le soutènement. L'analyse permet, finalement, la détermination des pressions et des déformations qui se forment à l'interface roche-soutènement, pouvant ainsi établir le soutènement adéquat pour certaines conditions géo-méchaniques spécifiques.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 8, 1988

C.Z. 622.271.3 : 622.831

Mărunţeanu, C. *Méthodes probabilistiques d'analyse de la stabilité des roches fracturées*

On décrit une application des méthodes probabilistiques d'analyse de la stabilité des roches fracturées dans la zone de la carrière Roşia Poieni. Le paramètre proposé — la probabilité de stabilité—est un paramètre probabilistique qui comprend non pas des valeurs ponctuelles des paramètres géo-méchaniques des discontinuités dans le massif, mais les fonctions testées des distributions statistiques pour ces paramètres.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 8, 1988

C.Z. 622.014 : 65.011.56

Buşe, Fl., Goldan, T. *Des possibilités d'évaluation, à l'aide des calculatrices électroniques, de l'éfficience des solutions de projéction des mines, prenant en considération l'influence des dérangements tectoniques sur les paramètres qualitatifs*

Pour l'adoption des solutions de projéction on tient compte de l'influence des dérangements tectoniques sur les paramètres qualitatifs de la mine. Par l'évaluation mathématique de l'éfficience des solutions de projéction on arrive à la conclusion que dans le choix du schéma technologique et des paramètres de la mine on doit tenir compte de tous les facteurs géo-miniers.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 8, 1988

C.Z. 622.7.05

Kecs, W. *Modèle mathématique pour la résolution de certains litiges entre les exploitations miniers et l'usine de préparation concernant la qualité de la matière utile*

L'auteur analyse un modèle probabilistique d'établissement de la pénalisation, basé sur la formule de la probabilité des causes.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 8, 1988

C.Z. 550.4 : 621.317

Meghea Aurelia, Peleanu, I. *L'application de la spéctroscopie RES dans la recherche géochimique pétrolière (I)*

On présente les bases théoriques et experimentales de la spéctroscopie de résonance electronique de spin, de mêmeque les possibilités d'application dans la recherche géochimique pétrolière. On analyse les modifications des paramètres RES en fonction de la nature des éspèces paramagnétiques existentes dans les roches sédimentaires. L'utilisation de la spéctroscopie RES, à côté d'autres modèles d'analyse, offre une série d'indicateurs très utiles dans la prospéction petrolière.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 8, 1988

C.Z. 620.193

Pavel, A. *Des tensions résiduelles dans les componentes des outillages technologiques (I)*

On présente les conceptes de tensions et de déformations ou de distorsions résiduelles, on présente les classifications adéquates et on détaille les fondamments concernant les macro- et les microtensions (homogènes et non-homogènes), généralement, de même que les tensions résiduelles dues à la soudure, en particulier. On étudie les méthodes — analityques experimentalles, mixtes; destructives, non-destructives et sémi-destructives — de détermination des tensions résiduelles.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 8, 1988

Revista MINE, PETROL şi GAZE este editată de Oficiul de informare documentară pentru industria minieră, Bucureşti, Calea Victoriei 220, sector, I, cod. 71104. C.P. 22—146, telefon 59.29.75.
Tiparul: Intreprinderea poligrafică „Informaţia" str. Brezoianu nr. 24—25, Bucureşti c. 2338
Preţul: 13 lei/exemplar
Grafica: A. Socaciu

Cinstire muncii!

Sub președinția tovarășului **Nicolae Ceaușescu**, secretar general al Partidului Comunist Român, președintele Republicii Socialiste România, președintele Consiliului Național al Oamenilor Muncii, s-au deschis joi, 2 iunie 1988, lucrările ședinței comune a Consiliului Național al Oamenilor Muncii și a Consiliului Național al Agriculturii. Cu acest prilej, în cuvîntarea rostită, tovarășul **Nicolae Ceaușescu** a arătat încă o dată că în industrie este necesar *„să acționăm cu mai multă hotărîre pentru realizarea ritmică a producției fizice stabilite, acordînd o deosebită atenție dezvoltării bazei energetice și de materii prime, în primul rînd în domeniul petrolier și minier, precum și funcționării corespunzătoare a sistemului energetic național"*.

Prin decret prezidențial, au fost conferite titluri de „Erou al Muncii Socialiste", ordine ale Republicii Socialiste România, precum și diplome de onoare unor organizații județene de partid, consilii populare județene, unități economice și institute de cercetare și proiectare situate pe locuri fruntașe în întrecerea socialistă pe anul 1987.

În domeniul industriei extractive s-au conferit :

Titlul de **Erou al Muncii Socialiste** următoarelor unități, care patru ani consecutiv au ocupat locul I în întrecerea socialistă :

— Întreprinderii miniere Voivozi, județul Bihor
— Întreprinderii miniere Paroșeni, județul Hunedoara

Ordinul Muncii clasa I, pentru locul I :

— Întreprinderii miniere Pinoasa, județul Gorj
— Minei Baia Sprie, județul Maramureș
— Minei Fundu Moldovei, județul Suceava
— Combinatului minier Ploiești, județul Prahova
— Întreprinderii metalelor rare București
— Schelei de producție petrolieră Drăgășani, județul Vîlcea
— Schelei de foraj Stoina, județul Gorj

Ordinul Muncii clasa a II-a, pentru locul II :

— Întreprinderii miniere Cîmpulung, județul Argeș
— Întreprinderii miniere Horezu, județul Vîlcea
— Minei Șuior, județul Maramureș
— Centralei sării și nemetaliferelor București
— Schelei de producție petrolieră Berca, județul Buzău
— Schelei de foraj Rîmnicu Vîlcea, județul Vîlcea

Ordinul Muncii clasa a III-a, pentru locul III :

— Schelei de producție gaze naturale Ploiești, județul Prahova
— Schelei de foraj Zădăreni, județul Arad

Meritul Științific clasa a II-a, pentru locul II :

— Institutului de cercetări, inginerie tehnologică și proiectări pentru minereuri neferoase Baia Mare.

Conferirea înaltelor ordine și titluri ale Republicii Socialiste România constituie o nouă și elocventă mărturie a prețuirii deosebite pe care partidul și statul nostru, personal tovarășul **Nicolae Ceaușescu**, o acordă activității pline de abnegație și devotament desfășurate de toți oamenii muncii pentru transpunerea neabătută în viață a hotărîrilor Congresului al XIII-lea și Conferinței Naționale ale partidului.

Mecanizarea tehnologiilor de susţinere în bolţari a lucrărilor miniere orizontale

Prof. dr. ing. **N. Leţu**
asist. ing. **I. Onica**
Institutul de Mine Petroşani

Analiza operaţiilor ce compun un ciclu de realizare a susţinerii din zidărie de bolţari permite să se constate că, utilizînd tehnologiile clasice, operaţia de manipulare a bolţarilor — la nivelul conturului de zidărie — implică un efort fizic de peste 50—60% din totalul efortului consumat în cadrul unui ciclu de susţinere, sporind o dată cu creşterea dimensiunilor profilului transversal al lucrării miniere; pe lîngă uzura fizică, productivitatea muncii este mai redusă şi, în aceste condiţii, posibilităţile de îmbunătăţire a indicatorilor tehnico-economici sînt limitate.

Încercînd o eliminare a dezavantajelor tehnologiei de susţinere cu bolţari, prezentăm, în concepţie proprie, o maşină de zidit lucrări miniere orizontale, capabilă să reducă la minimum efortul fizic consumat de muncitori la mianipularea bolţarilor, cu consecinţe favorabile în creşterea productivităţii muncii şi a vitezelor de realizare a susţinerii.

În principiu, utilajul este alcătuit din următoarele subansamble : căruciorul de deplasare *A*, braţul telescopic *B*, alimentatorul cu bolţari *C* şi nacela de lucru *D* (fig. 1*a* şi 1*b*); acţionarea maşinii este electrohidraulică.

Căruciorul *A* asigură deplasarea maşinii pe cale ferată în dublu sens, printr-un tren de roţi *1*, pus în mişcare de un motor hidraulic *4*, prin intermediul unui lanţ cinematic de roţi dinţate şi arbori. Solidarizate de cărucior, braţele de calare *5*, acţionate hidraulic, au rolul de a fixa maşina în zona de lucru şi de a o repune pe calea ferată în caz de deraiere.

Braţul telescopic *B*, format dintr-un tronson fix şi un tronson telescopic, este plasat pe căruciorul maşinii pe o platformă turnantă *6* şi deţine multiple grade de libertate, avînd posibilitatea de a se roti în plan orizontal, a se rabate în plan vertical şi de a se lungi şi scurta, mişcări realizate prin intermediul unor telescoape hidraulice cu dublu efect *7*, *8*, *9* şi *10*.

În interiorul braţului telescopic, pe o serie de tobe de acţionare *11*, întoarcere *12* şi deviere *13* este aşezată o bandă transportoare *14* care, cu ajutorul unor pinteni *15* fixaţi pe nişte lanţuri de solidarizare a benzii şi acţionată de către un motor hidraulic, asigură deplasarea bolţarilor în interiorul jgheabului închis al braţului telescopic. Transportorul extensibil se lungeşte şi se scurtează cu ajutorul unor telescoape hidraulice cu dublu efect *9* şi *14*, care lucrează în opoziţie, după cum braţul telescopic îşi schimbă dimensiunile şi toba de întindere *2* îşi schimbă poziţia.

Alimentatorul cu bolţari *C* este sprijinit articulat pe căruciorul maşinii şi este compus din mai multe tronsoane de jgheab *17*, articulate între ele, cu posibilităţi de mişcare în plan orizontal şi articulate cu jgheabul telescopic *16*, permiţînd deplasări relative în plan vertical, sincronizate cu mişcările braţului telescopic *B*. Alimentatorul deţine, în ansamblu, un telescop cu dublu efect *18*, dotat cu o gheară rabatabilă *19*, ce asigură — prin mişcări de translaţie — alimentarea maşinii cu bolţari.

Nacela de lucru *D* este suspendată articulat de capătul braţului telescopic, respectiv de tronsonul telescopic *3*, şi are posibilitatea de a se poziţiona corespunzător faţă de maşină, prin intermediul unor telescoape hidraulice *20* şi *21*, după cerinţele impuse de operaţiile procesului tehnologic.

Maşina este comandată grupat prin două tablouri de comandă : unul *22*, amplasat la capătul braţului telescopic, ce asigură comanda elementelor hidraulice ale braţului telescopic, ale transportorului extensibil şi nacelei, iar altul *23* — la nivelul alimentatorului *C*, realizînd comanda motorului electric *27*, a sistemului hidraulic de calare şi a telescopului hidraulic de alimentare cu bolţari.

În sistemul hidraulic al maşinii (schema hidraulică din fig. 2), pe lîngă componentele hidraulice motrice (pompă, motoare hidraulice rotative şi liniare), sînt interpuse elemente hidraulice specifice de comandă, reglare, siguranţă etc.

Pentru a evita complicaţiile procesului tehnologic, cu o fază de lărgire a profilului exterior al susţinetii definitive, dacă stabilitatea rocilor permite acest lucru, este indicat ca lucrarea minieră, în faza de săpare, să fie aproximativ identică cu profilul exterior al susţinerii definitive (fig. 3*a*).

După ce s-a săpat lucrarea pe toată lungimea, dacă are o lungime redusă, sau la un decalaj de 100—120 m de frontul de săpare, dacă lucrarea are o lungime considerabilă, se trece la punerea în operă a susţinerii definitive din zidărie de bolţari.

În vederea începerii procesului tehnologic de zidire, se poziţionează maşina de zidit, fixîndu-se cu sistemul de calare în aşa fel, încît capătul braţului telescopic să corespundă primului tronson de zidire. Deplasarea maşinii, de la un loc de muncă la altul, se realizează direct

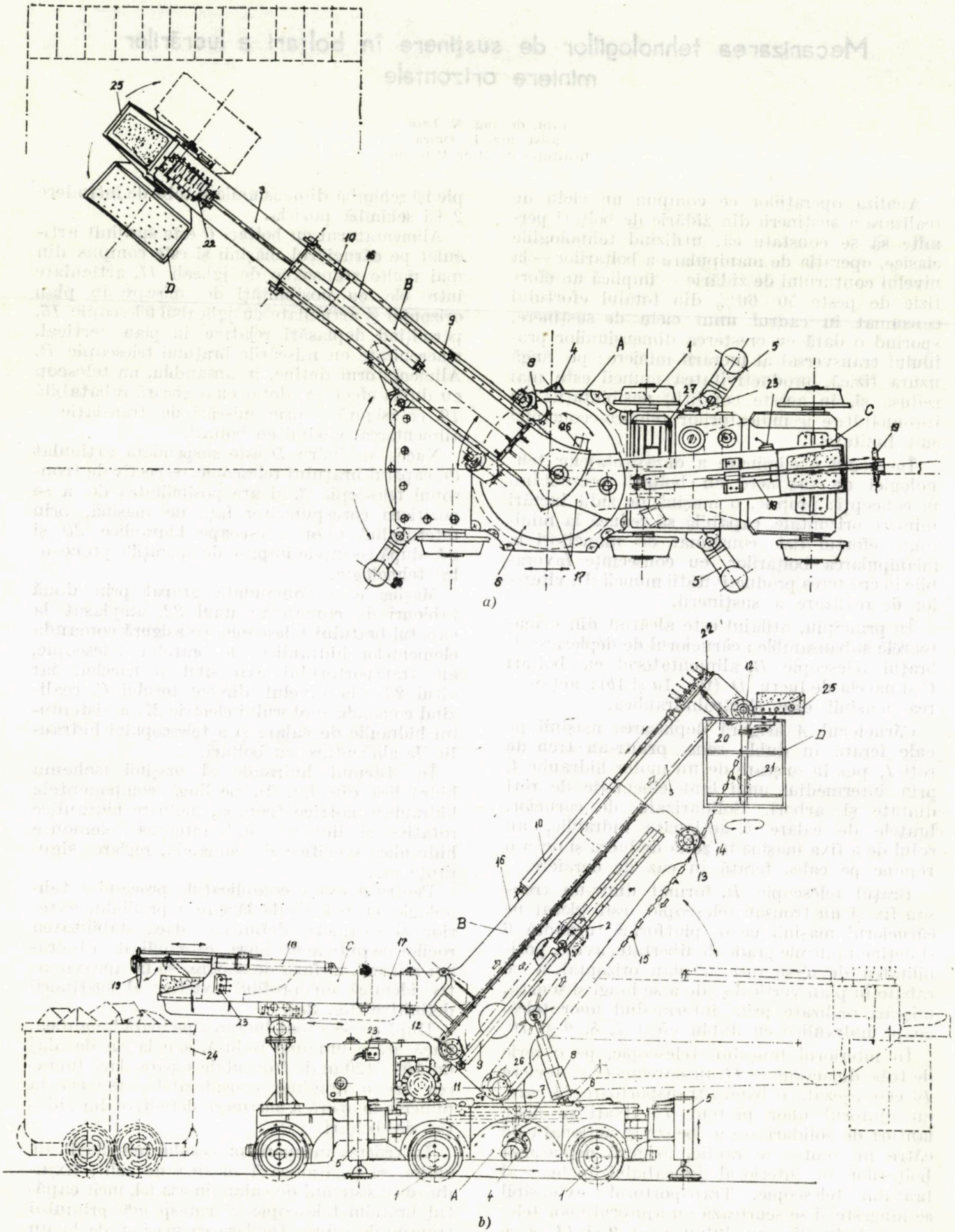


Fig. 1. Mașină de zidit lucrări miniere orizontale.

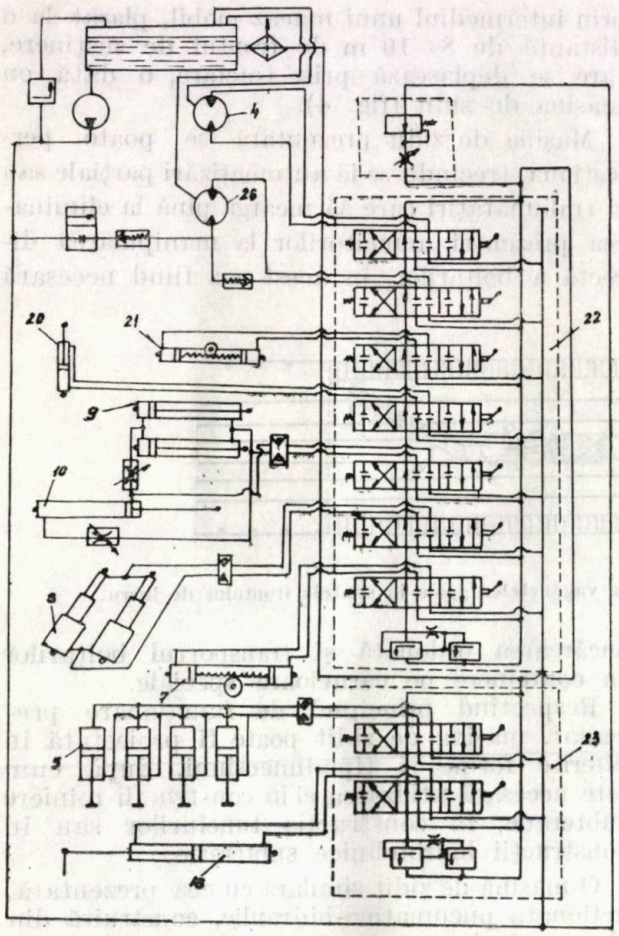


Fig 2. Schema hidraulică a mașinii de zidit.

pe calea ferată, prin tractare cu locomotive de mină sau demontată pe subansamble pe platforme speciale de transportat utilaje.

Numărul minim de muncitori care pot participa la realizarea oricărui profil de susținere acoperit de posibilitățile utilajului este de doi, cifră impusă atît de funcționalitatea mașinii — un muncitor trebuie plasat la nivelul alimentatorului cu bolțari, iar al doilea în nacela mașinii, la zidirea propriu-zisă—, cît și de normele de tehnica securității. Pentru a asigura continuitate la zidire, evitînd solicitarea muncitorilor de la zidire în realizarea unor operații paralele (manevrarea vagonetelor, prepararea betonului etc.), este necesară prezența celui de-al treilea muncitor.

Dacă profilul lucrării miniere în săpare nu corespunde dimensiunilor profilului exterior al susținerii definitive —din cauza instabilității rocilor de pe contur sau din alte cauze — fiind necesară o lărgire inițială la profilul de zidire, numărul muncitorilor necesari în frontul de lucru va crește corespunzător.

În prima fază, un muncitor plasat în nacela de lucru va fixa grinda susținerii provizorii de la nivelul tronsonului ce urmează a fi zidit, prin patru elemente de șină de cale ferată cu lungimea de 2,5—3 m, de cîmpurile de susținere provizorie adiacente, permițînd demontarea ulterioară a susținerii provizorii de la nivelul pereților (fig. 3*b*). În continuare, se vor săpa în vatra lucrării miniere excavațiile pentru

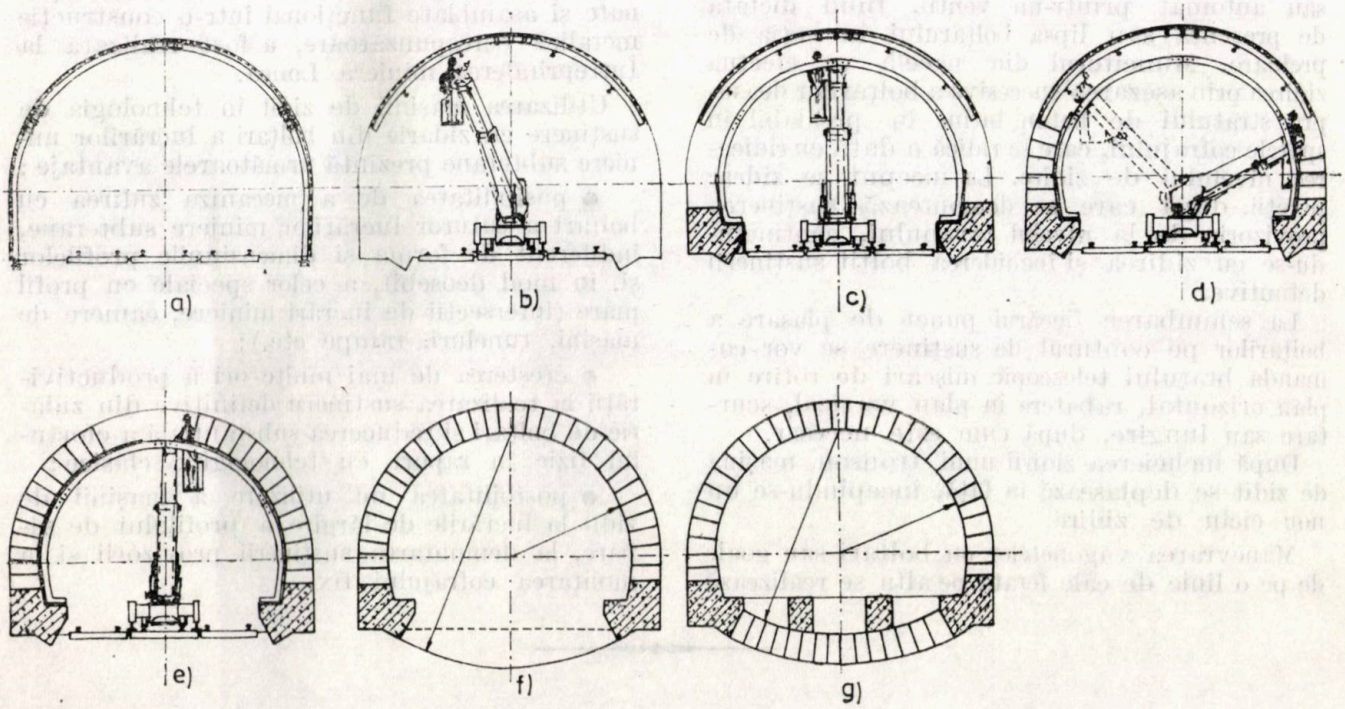


Fig. 3. Fazele tehnologice de execuție a susținerii din zidărie de bolțari a unui profil de rampă.

plasarea picioarelor de sprijin din beton monolit ale suprastructurii de susținere.

Pentru a mări productivitatea la realizarea betonului de zidire, mașina poate lucra în ansamblu cu o betonieră de capacitate redusă.

Cu ajutorul mașinii se vor monta cintrele de betonare și cofrajul pentru realizarea picioarelor de sprijin.

Înainte de începerea zidirii pereților, din garnitura cu vagonete cu bolțari (fig. 4) se va fixa un vagonet sub alimentatorul mașinii. Un muncitor plasat lîngă vagonet va încărca manual alimentatorul, iar bolțarii antrenați de gheara telescopului hidraulic de alimentare, comandat de același muncitor, se vor deplasa succesiv, împingîndu-se reciproc pe lungimea jgheabului de alimentare; primul bolțar va fi preluat de către pintenii transportorului, deplasat în interiorul brațului telescopic și poziționat la nivelul conturului de zidire într-o cutie de preluare. Oprirea motorului hidraulic al transportorului extensibil se poate comanda manual sau automat printr-un ventil, fiind dictată de prezența sau lipsa bolțarului în cutia de preluare. Muncitorul din nacelă va efectua zidirea prin așezarea succesivă a bolțarilor deasupra stratului de beton întins în prealabil în spatele cofrajului, care se ridică o dată cu ridicarea nivelului de zidire. La început se zidesc pereții, după care se demontează susținerea provizorie de la nivelul tavanului, continuîndu-se cu zidirea și închiderea bolții susținerii definitive.

La schimbarea fiecărui punct de plasare a bolțarilor pe conturul de susținere se vor comanda brațului telescopic mișcări de rotire în plan orizontal, rabatere în plan vertical, scurtare sau lungire, după cum este necesar.

După încheierea zidirii unui tronson, mașina de zidit se deplasează în față, începîndu-se un nou ciclu de zidire.

Manevrarea vagonetelor cu bolțari sau goale de pe o linie de cale ferată pe alta se realizează prin intermediul unui macaz mobil, plasat la o distanță de 8—10 m de frontul de susținere, care se deplasează prin tractare, o dată cu mașina de zidit (fig. 4).

Mașina de zidit prezentată se poate perfecționa, trecîndu-se la automatizări parțiale sau la îmbunătățiri care să meargă pînă la eliminarea prezenței muncitorilor la manipularea directă a bolțarilor, în acest caz fiind necesară încărcarea ordonată și transportul bolțarilor în conteinere pe cărucioare speciale.

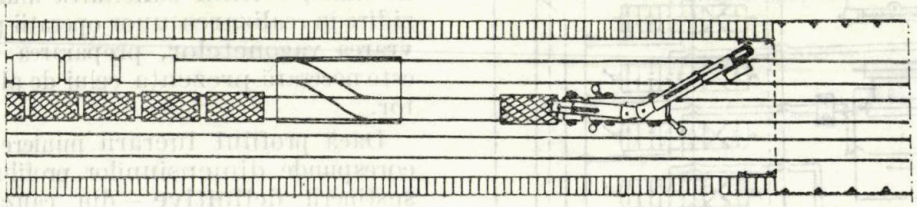


Fig. 4. Schema de manevră a vagonetelor cu bolțari și a vagonetelor goale în spatele frontului de lucru.

Respectînd principiul de funcționare prezentat, mașina de zidit poate fi proiectată în diferite forme și tipodimensiuni, după cum este necesară utilizarea ei în construcții miniere subterane, în construcția tunelurilor sau în construcții hidrotehnice subterane.

O mașină de zidit similară cu cea prezentată, acționată pneumatico-hidraulic, construită din elementele recuperate de pe diferite utilaje miniere de transportat și de ridicat recondiționate și asamblate funcțional într-o construcție metalică corespunzătoare, a fost realizată la Întreprinderea minieră Lonea.

Utilizarea mașinii de zidit în tehnologia de susținere cu zidărie din bolțari a lucrărilor miniere subterane prezintă următoarele avantaje:

- posibilitatea de a mecaniza zidirea cu bolțari a tuturor lucrărilor miniere subterane, indiferent de forma și dimensiunile profilelor și, în mod deosebit, a celor speciale cu profil mare (intersecții de lucrări miniere, camere de mașini, tuneluri, rampe etc.);
- creșterea de mai multe ori a productivității la realizarea susținerii definitive din zidărie de bolțari și reducerea substanțială a efortului fizic în raport cu tehnologiile clasice;
- posibilitatea de utilizare a mașinii de zidit la lucrările de lărgire a profilului de săpare, la demontarea susținerii provizorii și la montarea cofrajului fix.

Stabilirea tipului adecvat de susţinere pentru lucrările miniere orizontale, bazat pe analiza interacţiunii rocă-susţinere

Prof. dr. doc. N. Cristescu
Universitatea Bucureşti
Ing. D. Fotă, ing. E. Medveş
I.C.I.T.P.M.L. Craiova

I. Introducere

Cerinţele crescînde de materii prime impun salturi calitative în modul de soluţionare a problemelor legate de industria extractivă minieră.

Avînd în vedere complexitatea condiţiilor geologice şi tehnico-miniere cu care se confruntă industria extractivă, pe plan naţional cît şi pe plan mondial se depun eforturi pentru găsirea unor soluţii cît mai adecvate în ceea ce priveşte proiectarea lucrărilor miniere.

În principal, pentru a asigura condiţii bune de exploatare, este necesară proiectarea, executarea şi menţinerea în perfectă stare de funcţionare a lucrărilor miniere de deschidere şi pregătire.

Menţinerea funcţionalităţii unei lucrări miniere este cu atît mai uşoară şi necesită consumuri de materiale şi manoperă mai mici, cu cît prin proiectare s-a realizat o mai bună corelare a condiţiilor geomecanice cu parametrii de rezistenţă ai susţinerii, corelare ce poate fi făcută numai pe bază stabilirii cît mai exacte a interacţiunii dintre rocă şi susţinere.

În cele ce urmează vom prezenta o metodologie de analiză a interacţiunii rocă-susţinere ce se finalizează cu indicarea parametrilor funcţionali ai susţinerii, în corelare cu condiţiile geomecanice specifice în cazul unei lucrări miniere orizontale (de deschidere sau pregătire) ce urmează a fi proiectate.

În marea majoritate a cazurilor, după săparea unei galerii, datorită faptului că aceasta se face în roci necompetente din punct de vedere geomecanic, excavaţia trebuie susţinută prin montarea unor susţineri ale cărei portanţă şi tip funcţional vor fi în funcţie de regimul de presiuni miniere, convergenţe şi tipul lucrării miniere.

O bună proiectare impune stabilirea în primul rînd a valorii convergenţelor, a momentului apariţiei ruperilor, a momentului optim de montare a susţinerii, astfel încît presiunile pe susţinere să nu depăşească portanţa acesteia, dar, totodată, să se menţină profilul excavat al lucrării în limite funcţionale necesare, cu alte cuvinte trebuie stabilită cît mai exact interacţiunea rocă-susţinere, bazată pe proprietăţile reologice ale rocilor şi pe proprietăţile mecanice ale susţinerii.

În literatura de specialitate poate fi găsită o serie de modalităţi de descriere a interacţiunii rocă-susţinere. O serie de autori utilizează pentru descrierea comportamentului rocii modele matematice visco-plastice; astfel Baoshen [1] a utilizat un model liniar standard şi un model liniar de tip Maxwell, asociat unor volume incompresibile; Popovici ş.a. [2] au utilizat un model standard liniar uniaxial; Panet [3] a recurs la diverse modele reologice utilizate şi de alţi autori; Nguyen-Minh ş.a. [4] utilizează modele liniare visco-plastice care descriu interacţiunea rocă-susţinere.

O estimare simplificată (din punct de vedere fizic) a interacţiunii rocă-susţinere a fost făcută de Ardashev ş.a. [5] prin metoda elementului finit, utilizînd relaţii tensiune-efort nelineare.

Metoda elementului finit a fost utilizată şi de alţi autori [6—10] în studiul interacţiunii rocă-susţinere. Sun şi Lee [11] au utilizat, pentru roci caracterizate de familii de fisuri ortogonale, ecuaţii constitutive elasto-visco-plastice.

Stabilitatea lucrărilor orizontale a fost studiată şi de Mühlhaus [12] care consideră roca elasto-plastică (care satisface condiţiile de cedare Mohr-Coulomb), iar reacţiunea susţinerii ca fiind uniformă pe întregul contur.

Un alt mod de abordare este cel ce recurge la conceptul de „curba de reacţie" a rocii, adică relaţia dintre deformarea finală a rocii şi reacţiunea susţinerii, fără a ţine seama de proprietăţile mecanice specifice ale susţinerii.

Acest concept a fost stabilit utilizînd noţiunea de echivalent rigid pentru roci elastice [13] sau modelele plastic coezive-fricţional dilatante [14; 15], sau criteriul de deformare Mohr-Coulomb [16] (în acest caz curba se numeşte curbă caracteristică), în exemplele prezentate fiind acceptată şi noţiunea de incompresibilitate a volumului.

Este uşor de arătat totuşi că atunci cînd se utilizează un model elasto-plastic sau elasto-visco-plastic pentru rocă, curba de reacţiune a masivului nu este totuşi unică, ea depinde de istoria de încărcare (etapele de excavare şi aplicare a susţinerii) [17].

În modelul matematic utilizat pentru răspunsul susţinerii supuse la presiunea rocii, toţi autorii au presupus numai o relaţie liniară. În cele ce urmează vom considera atît relaţii lineare, cît şi nelineare pentru ecuaţia constitutivă a susţinerii. Ecuaţiile constitutive nelineare sînt utilizate pentru susţineri care cedează,

cedarea făcîndu-se fie prin culisarea dintre părțile susținerii, fie prin comprimarea unor inserții de lemn, fie prin comprimarea umpluturii de rocă sfărîmată dintre susținere și excavație etc.

Pentru descrierea rocii, ecuația constitutivă care va fi utilizată în cele ce urmează este de tip linear visco-elastic. După cum s-a menționat mai sus, timpul este principalul parametru funcție de care se face analiza interacțiunii rocă-susținere. În timp ce ecuația constitutivă lineară visco-elastică permite o analiză mai simplă, ea nu poate descrie dilatanța rocii și, deci nici o rupere posibilă datorită dilatanței. Totuși, o ecuație constitutivă cvasiliniară elasto-visco-plastică poate descrie ruperea datorită dilatanței [19; 20] și este aplicabilă în proiectarea succesiunii operațiilor de excavare-susținere, deoarece ia în considerare proprietățile specifice ale rocii, adîncimea de amplasare a lucrării etc. [17].

Unul dintre parametrii importanți ce trebuie incluși în analiza interacțiunii rocă-susținere este momentul de montare a susținerii, după momentul excavării.

Dacă intervalul de timp dintre aceste momente este prea scurt, atunci susținerea poate ceda datorită suprasolicitării. Dacă intervalul de timp este prea lung, atunci este posibilă ruperea rocilor datorită deformării excesive. În general, întreaga istorie de încărcare, adică istoria de variație a presiunii exercitate de susținere asupra conturului galeriei, este de mare importanță în evoluția generală a comportării rocii.

În analiza pe care o prezentăm vom considera o galerie cu raza de săpare a într-o rocă deformabilă (caracterizată prin convergența profilului) și care este susținută, montarea susținerii făcîndu-se după o anumită perioadă de timp după săpare. Viteza de convergență poate fi redusă datorită prezenței susținerii. Uneori convergența prin fluaj este oprită în totalitate de către susținere, în timp ce în alte situații ruperea rocii este mult întîrziată de prezența susținerii. Presupunem că susținerea are o rază exterioară $b < a$ și o rază interioară c.

Pînă la momentul t_0 suprafața excavației este liberă de tensiuni.

Momentul de început al interacțiunii rocă-susținere, atunci cînd roca vine în contact cu susținerea, îl notăm cu t_0.

Pentru $0 < t < t_0$ roca nu este influențată de susținere, în timp ce pentru $t \geqslant t_0$ este influențată.

Principalele aspecte ale problemei ce trebuie rezolvate pentru $t > t_0$ sînt:

— evoluția tensiunilor în susținere;

— evoluția presiunii și deplasării radiale la interfața rocă-susținere;

— deplasarea finală și presiunea finală la această interfață și, deci, forma finală a susținerii (dacă apare sau nu o stabilitate a deformației într-un anumit interval de timp);

— în ce condiții va avea loc o stabilizare și cînd nu va avea loc;

— care este cea mai economicoasă soluție de susținere, care să nu permită ruperea;

— ce tip de susținere ar fi cel mai potrivit pentru tipul de rocă considerat;

— momentul t_0 optim și în general cea mai bună succesiune de operații, excavare-susținere.

Se presupune că proprietățile mecanice ale materialului din care este confecționată susținerea sînt cunoscute. Pentru simplitate va fi presupusă o simetrie axială. Din rațiuni metodologice începem studiul cu cazul cel mai simplu posibil, adică susținere elastică liniară și vom finaliza cu diferite tipuri de susținere caracterizate de ecuații constitutive nelineare.

Pentru exemplificare vor fi prezentate rezultatele utilizării modelului matematic de analiză a interacțiunii rocă-susținere, obținute la mina Borod—Borozel, la proiectarea lucrărilor de deschidere și pregătire.

II. Susținerea continuă de beton turnat

În cazul acestui tip de susținere, utilizat la lucrările de deschidere, putem considera galeria susținută de un tub continuu și elastic de beton, al cărui perete are grosimea egală cu $b-c$. La interfața dintre susținerea de beton și conturul excavației, interacțiunea poate fi caracterizată de presiunea p și deplasarea radială u.

Ecuația constitutivă a unei susțineri elastice poate fi scrisă sub forma:

$$p = \frac{E(b^2 - c^2)}{(1+\nu)[(1-2\nu)b^2 + c^2]} \cdot \frac{u - u_0}{b} = q\frac{u - u_0}{b}, \quad (1)$$

în care:

p — este presiunea preluată de susținere;

E și ν — constantele elastice ale materialului susținerii;

q — rigiditatea susținerii;

u_0 — deplasarea radială a rocii pînă în momentul cînd se realizează contactul dintre rocă și susținere;

u — deplasarea radială totală a rocii în momentul considerat după momentul t_0 de montare a susținerii.

Se consideră că starea de tensiuni din masivul de roci, înainte de excavarea lucrării miniere, este:

$$\sigma_h \simeq \sigma_v = \gamma h, \quad (2)$$

unde :

σ_h este componenta orizontală a tensiunilor ;
σ_v — componenta verticală a tensiunilor ;
γ — greutatea volumetrică a rocilor acoperitoare ;
h — adîncimea la care este amplasată lucrarea minieră.

De asemenea, se consideră că ecuația constitutivă a rocii este de tip linear visco-plastic, de forma :

$$\dot{\varepsilon} = -k_v\left(\varepsilon - \frac{\sigma}{3K_0}\right) + \frac{1}{3K}\dot{\sigma}\,;$$
$$\dot{\varepsilon}'_{ij} = -k\left(\varepsilon'_{ij} - \frac{\sigma'_{ij}}{2G_0}\right) + \frac{1}{2G}\dot{\sigma}'_{ij}\,, \tag{3}$$

în care :

K și G sînt moduli dinamici ;
K_0 și G_0 — modulii stării relaxate ;
k_v și k — coeficienți de viscozitate ;
ε și σ — deformația și tensiunea medie.

Valorile notate cu prim reprezintă deviatorii ($\varepsilon'_{ij} = \varepsilon_{ij} - \varepsilon\delta_{ij}$), iar punctul înseamnă derivare în raport cu timpul ; δ_{ij} este tensorul lui Kronecker.

Pentru ca modelul matematic descris de ecuațiile (3) să fie mai adecvat, în lucrarea [21] a fost făcută transcrierea acestora în coordonate cilindrice.

Totodată se observă că, conform modelului (3), în momentul imediat următor săpării lucrării miniere, roca se deformează elastic instantaneu, iar ulterior are loc un fluaj într-un interval îndelungat de timp. Ecuația constitutivă în coordonate cilindrice devine :

$$\dot{\varepsilon}_\theta = -k\left(\varepsilon_\theta - \frac{1}{2G_0}\sigma_\theta\right) + \frac{1}{2G}\dot{\sigma}_\theta, \tag{4}$$

în care :

σ_θ și ε_θ sînt componentele principale și $G > G_0 > 0$.

Deplasarea radială a rocii este dată de :

$$u = r\varepsilon_\theta, \tag{5}$$

unde :

r este distanța din centrul galeriei la punctul considerat.

De asemenea, componenta σ_θ a tensiunii, conform răspunsului instantaneu elastic, poate fi scrisă sub forma :

$$\sigma_\theta(t) = -(p(t) - \sigma_v)\frac{a^2}{r^2}, \tag{6}$$

în care :

$p(t)$ este reacțiunea susținerii în momentul t.

Considerînd punctul analizat chiar pe conturul excavației, respectiv $r = a$ și înlocuind relațiile (5) și (6) în (4), obținem ecuația diferențială pentru interfața rocă-susținere :

$$\dot{u}(t) + \frac{a}{2G}\dot{p}(t) = -k\left[u(t) + \frac{a}{2G_0}(p(t) - \sigma_v)\right]. \tag{7}$$

Această ecuație descrie convergența suprafeței excavației în timp, în prezența unei susțineri avînd portanța $p(t)$ variabilă în timp.

În momentul excavării, imediat după derocare, roca se destinde instantaneu de la tensiunea σ_v la zero ; ecuația (7) descrie această destindere prin :

$$\dot{u} + \frac{a}{2G}\dot{p} = 0. \tag{8}$$

În această situație, deplasarea radială este instantanee datorită destinderii elastice a rocii, fără prezența susținerii, deci la $t=0$ și $p = 0$, va fi :

$$u = \frac{a\sigma_v}{2G}. \tag{9}$$

Dacă destinderea se face pînă la o anumită valoare a lui p și apoi portanța susținerii este menținută constantă (p = constant), mecanismul de stabilizare a deplasărilor rocii se va produce după un timp $t\to\infty$. În această situație presiunea finală va fi notată p_∞ și valoarea ei este cuprinsă în intervalul $0 \leqslant p_\infty \leqslant \sigma_v$, iar deplasarea radială finală u_∞ va avea valoarea cuprinsă în intervalul $0 \leqslant u_\infty \leqslant (a\,\sigma_v/2G_0)$.

Din relația (7), pentru $t\to\infty$, va rezulta :

$$p_\infty = \sigma_v - \frac{2G_0}{a}u_\infty. \tag{10}$$

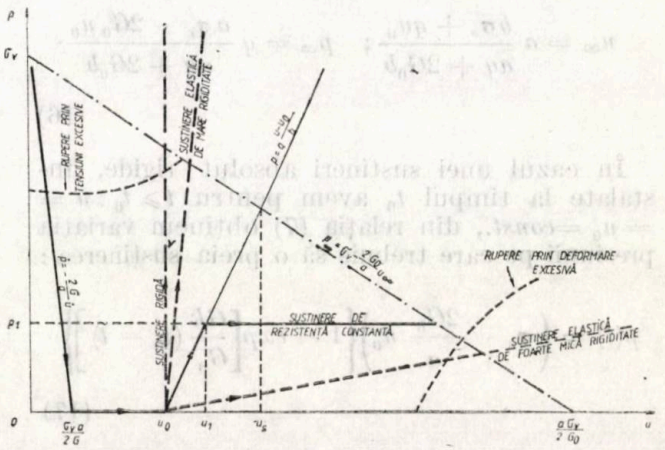


Fig. 1. Diagrama presiune-deformație radială la suprafața liberă a galeriei nesusținute, respectiv la interfața rocă susținere.

În figura 1 relația (10) este reprezentată de linia punctată, iar relația (8) de linia continuă care trece prin punctul de coordonate $u = 0$ și $p = \sigma_v$, ce reprezintă starea inițială a masivului de roci la adîncimea considerată.

Considerînd intervalul de timp cînd $0 < t < t_0$, convergența pereților excavației este guvernată de ecuația (7), iar lipsa susținerii face ca presiunea pe contur să fie $p = 0$.

În această situație, din relația (7) rezultă:

$$u(t) = \left[\frac{1}{2G_0} + \left(\frac{1}{2G} - \frac{1}{2G_0}\right) exp(-kt)\right] a\sigma_v, \tag{11}$$

cu o posibilă deplasare finală de:

$$u\Big|_{\substack{t\to\infty \\ p=0}} = u_\infty^0 = \frac{a\sigma_v}{2G_0}. \tag{12}$$

După montarea susținerii, respectiv după ce suprafața excavației intră în contact cu susținerea, deci pentru $t \geqslant t_0$, din relațiile (1) și (7) obținem deplasarea interfeței rocă-susținere:

$$u(t) = \frac{Q}{P} + \left(u_0 - \frac{Q}{P}\right) exp[P(t_0 - t)], \tag{13}$$

în care:

$$P = k\frac{1 + \dfrac{a}{2G_0}\dfrac{q}{b}}{1 + \dfrac{a}{2G}\dfrac{q}{b}}; \quad Q = \frac{ka}{2G_0}\frac{\sigma_c + \dfrac{q}{b}u_0}{1 + \dfrac{a}{2G}\dfrac{q}{b}}, \tag{14}$$

dacă condițiile inițiale sînt:

$$t = t_0 : u = u_0,\ p = 0, \tag{15}$$

deplasarea și presiunea finală fiind:

$$u_\infty = a\frac{b\sigma_v + qu_0}{aq + 2G_0 b}; \quad p_\infty = q\frac{a\sigma_v - 2G_0 u_0}{aq + 2G_0 b}. \tag{16}$$

În cazul unei susțineri absolut rigide, instalate la timpul t_0 avem pentru $t \geqslant t_0 : u = u_0 = const.$, din relația (7) obținem variația presiunii pe care trebuie să o preia susținerea:

$$p(t) = \left(\sigma_v - \frac{2G_0}{a}u_0\right)\left\{1 - exp\left[\frac{Gk}{G_0}(t_0 - t)\right]\right\}. \tag{17}$$

Dacă timpul t_0 este relativ mic, atunci, conform relației (17), obținem o presiune finală mare, care suprasolicită susținerea, ducînd la distrugerea acesteia. Domeniul de rupere datorită suprasolicitării este redat schematic în figura 1.

În vederea dimensionării grosimii susținerii din beton turnat trebuie cunoscute, în primul rînd, tensiunile ce iau naștere în susținere datorită presiunii miniere.

Aceste tensiuni sînt exprimate de relațiile (vezi, de exemplu, Cristescu [25]):

$$\sigma_r = \frac{b^2 p}{b^2 - c^2}\left(1 - \frac{c^2}{r^2}\right); \tag{18}$$

$$\sigma_0 = \frac{b^2 p}{b^2 - c^2}\left(1 + \frac{c^2}{r^2}\right);$$

$$\sigma_z = 2\nu\frac{b^2 p}{b^2 - c^2}.$$

Grosimea susținerii și natura materialului susținerii trebuie astfel alese, încît susținerea să nu se plastifice sau să nu se rupă. Condiția de neplastifiere (o condiție de tip Mises) este ca presiunea p să satisfacă inegalitatea:

$$p < \frac{a_1(b^2 - c^2)}{2b^2[a_0(1 + \nu) - \sqrt{1 + \nu^2} - \nu]}, \tag{19}$$

unde:

$$a_0 = \frac{\sigma_c - \sigma_t}{\sigma_c + \sigma_t} \quad \text{și} \quad a_1 = \frac{2\sigma_c\sigma_t}{\sigma_c + \sigma_t}, \tag{20}$$

σ_c, σ_t și ν fiind rezistențele la compresiune, tracțiune și coeficientul lui Poisson al materialului din care este executată susținerea.

Pentru ca grosimea susținerii ($T = b - c$) să confere o portanță care să poată prelua o presiune maximă determinată, trebuie să fie satisfăcută condiția ca:

$$c^2 < b^2\left[1 - \frac{2p[a_0(1 + \nu) - \sqrt{1 - \nu + \nu^2}]}{a_1}\right]. \tag{21}$$

Pentru exemplificare să considerăm o galerie circulară cu raza $a = 150$ cm săpată în cărbune, la o adîncime de 280 m. Constantele elastice constitutive ale cărbunelui, determinate în laborator, sînt $G = 300{,}8$ MPa, $G_0 = 20$ MPa, $k = 1{,}182 \cdot 10^{-6}$ s^{-1}. Reprezentarea grafică a convergenței radiale a conturului excavației, fără prezența susținerii, este redată în figura 2 cu linie continuă. Închiderea prin fluaj lent se produce în circa două luni. Dacă se utilizează susținerea în funcție de momentul montării acesteia, respectiv funcție de timpul t_0, variază

și valoarea maximă a deplasărilor radiale (vezi fig. 2, linia întreruptă), cît și presiunea pe susținere (fig. 2, linia punctată).

În exemplul nostru, susținerea din beton turnat are următoarele caracteristici mecanice : $E = 39$ GPa ; $\nu = 0{,}15$; $\sigma_c = 10$; $\sigma_t = 49$ MPa. Efectuînd calculele, se determină grosimea pere-

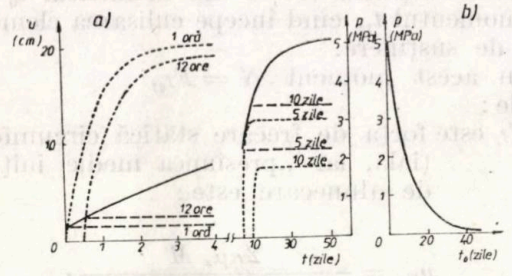


Fig. 2 : *a*— Variația în timp a convergenței pereților lucrărilor nesusținute (linia continuă), a convergenței în prezența susținerii (linie întreruptă) și a presiunii pe susținere (linie punctată) pentru momente de montare a susținerii diferite ; *b* — presiunea finală pe susținere, funcție de momentul de montare a susținerii.

telui de beton ca fiind de $b - c = 17{,}8$ cm. Trebuie arătat faptul că această grosime este funcție de momentul de montare t_0, respectiv deplasarea radială liberă a rocii pînă în acest moment u_0 ; pentru un t_0 foarte mic presiunea la care va fi supusă susținerea va fi foarte mare, iar pentru un t_0 mare se deformează excesiv profilul lucrării miniere. În figura 2*b* este prezentată variația presiunii finale pe susținere p_∞ funcție de t_0.

Astfel, pentru $t_0 = 0$, $p_\infty = \sigma_v$. Această figură poate fi utilizată la stabilirea timpului de montare a susținerii.

III. Susțineri neliniare autoadaptabile (arce metalice culisante)

În cazul minelor de cărbune unde rocile au, de regulă, rezistențe foarte scăzute, neaplicarea susținerii la un timp relativ scurt după săparea lucrărilor miniere duce la apariția unor tensiuni tangențiale, pe conturul lucrării, care depășesc rezistența la întindere a rocilor, provocînd ruperea acestora și deci surparea lor în golul creat prin excavare. Prevenirea acestor surpări se poate realiza prin montarea susținerii la un timp t_0 foarte mic, fapt ce conduce la necesitatea preluării unor presiuni finale foarte mari, apropiate de σ_v.

Astfel de susțineri ar fi practic de nerealizat.

Pentru înlăturarea acestui inconvenient, la susținerea lucrărilor miniere orizontale se utilizează susținerile metalice culisante din arce metalice.

Aceste susțineri pot fi montate imediat după săparea lucrării miniere la un timp t_0 mic.

În intervalul de timp $0 \leqslant t < t_0$ roca se deformează prin fluaj liber, deplasarea radială fiind exprimată de relația (11). În intervalul de timp $t_0 \leqslant t < t_1$ susținerea culisantă se comportă liniar elastic, avînd o portanță crescătoare, pînă la o anumită valoare $p(t_1)$; în momentul t_1 se produce culisarea.

Portanța susținerii satisface următoarele condiții :

$$t_0 \leqslant t < t_1 : \quad p(t) = q\,\frac{u(t) - u_0}{b} \ ;$$

$$t_1 \leqslant t : \ p = p_1 = p(t) = const. ; \qquad (22)$$

pentru $t_1 \leqslant t$ convergența este obținută cu relația :

$$u(t) = -\frac{a}{2G_0}(p_1 - \sigma_v) + \left[u_1 + \frac{a}{2G_0}(p_1 - \sigma_v)\right] exp(-k(t - t_1)), \qquad (23)$$

pentru $t = t_1$ avem $u = u_1$ și $p = p_1$.

Deplasarea finală a interfeței rocă-susținere u_∞ se obține cu relația (23). Presiunea finală $p_\infty = p_1$ și deplasarea finală u_∞ satisfac relația (10). Parametrii de culisare ai susținerii sînt funcție de valoarea forței de frecare dintre elementele susținerii în zona de suprapunere, prinsă cu bride metalice.

Forța de tensionare N_T a elementelor susținerii se descompune într-o forță normală N_n pe profilul susținerii și o forță de frecare T tangențială la profil (fig. 3).

$$N_T = N_n \sin \alpha + T \cos \alpha. \qquad (24)$$

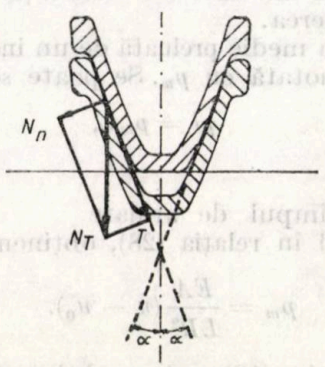


Fig. 3 Secțiunea transversală la îmbinare a unei susțineri din profile metalice tip SG.

De asemenea, momentul de strîngere a piuliței bridei M este :

$$M = g\,d\,N_T, \qquad (25)$$

în care :

g este o constantă cuprinsă între 0,15 și 0,20 ;

d — diametrul șurubului bridei.

Dacă la îmbinarea inelului de susținere se utilizează n bride, atunci forța de frecare axială în lungul inelului este :

$$F_f = 2n\mu N_n, \tag{26}$$

unde :

μ este coeficientul de frecare static sau dinamic.

Coeficientul de frecare se determină în laborator, folosind relația :

$$\mu = \frac{F_f gd \sin\alpha}{2nM - gdF_f \cos\alpha}. \tag{27}$$

Coeficientul de frecare static μ_s corespunde valorii maxime a lui F_f din momentul începerii culisării, iar coeficientul de frecare dinamic μ_d pentru valoarea minimă a lui F_f din timpul culisării.

Forța axială din susținerea inelară și deplasarea radială datorată culisării sînt :

$$N = plR;\ u - u_0 = \frac{plR^2}{AE}, \tag{28}$$

în care :

p este presiunea pe susținere ;

l — lățimea susținerii ;

R — raza de curbură a elementului de susținere din centrul de greutate al profilului metalic ;

A — suprafața secțiunii transversale a profilului metalic ;

E — modulul de elasticitate al materialului din care este confecționată susținerea.

Presiunea medie preluată de un inel de susținere este notată cu p_m. Se poate scrie :

$$pl = p_m L, \tag{29}$$

unde :

L este cîmpul de armare

Înlocuind în relația (28), obținem :

$$p_m = \frac{EA}{LR^2}(u - u_0). \tag{30}$$

Din relația (13) putem obține convergența radială la timpul t, utilizînd relațiile de mai sus, în care :

$$P = k\frac{1 + \dfrac{a\,EA}{2G_0\,LR^2}}{1 + \dfrac{a\,EA}{2G\,LR^2}};$$

$$Q = \frac{ka}{2G_0} \cdot \frac{\sigma_v + u_0\dfrac{EA}{LR^2}}{1 + \dfrac{a}{2G}\dfrac{EA}{LR^2}}. \tag{31}$$

Presiunea medie a rocilor pe care o preia un inel de susținere crește din momentul t_0 pînă în momentul t_1, cînd începe culisarea elementelor de susținere.

În acest moment $N = F_{f_s}$,

unde :

F_{f_s} este forța de frecare statică circumferențială, iar „presiunea medie inițială" de alunecare este :

$$p_{m_i} = \frac{2n\mu_s M}{LRgd(\sin\alpha + \mu_s \cos\alpha)}. \tag{32}$$

În timpul culisării, presiunea scade pînă la o valoare pe care o denumim „presiunea medie finală" și este egală cu :

$$p_{m_f} = \frac{2n\mu_d M}{LRgd(\sin\alpha + \mu_d \cos\alpha)}. \tag{33}$$

Procesul de culisare se oprește instantaneu cînd forțele generate de p_{m_f} sînt echilibrate de forțele de frecare. Astfel, presiunea scade brusc iar deplasarea crește brusc, fenomenul fiind descris de ecuația (8) și redat grafic în figura 4 :

$$u_i - u_f = -\frac{a}{2G}(p_{m_i} - p_{m_f}). \tag{34}$$

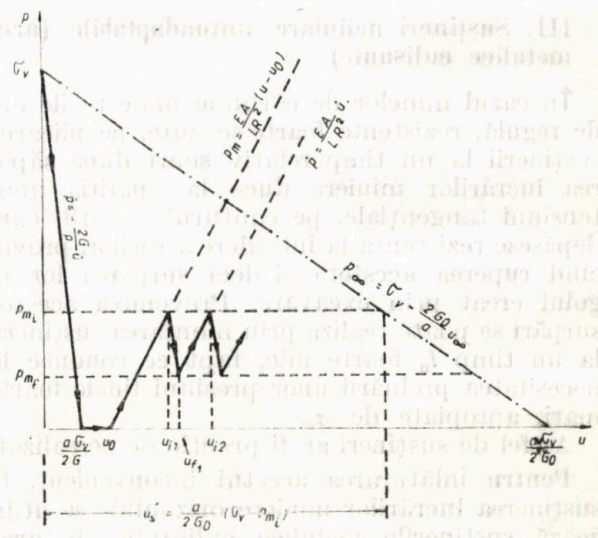


Fig. 4. Variația presiunilor și deformațiilor radiale în cazul susținerilor culisante din arce metalice.

Culisarea este ciclică, astfel a doua perioadă de deformare prin fluaj a rocii, cînd

susținerea se comportă și elastic, are ca date inițiale: $t = t_1$; $u = u_1$ și $p = p_{m_{f_1}}$, rezultînd o deplasare radială:

$$u(t) = \frac{Q}{P} + \left[u_{f_1} - \frac{Q}{P} \right] exp\,[P(t_1 - t)], \qquad (35)$$

și o presiune:

$$p(t) - p_{m_f} = \frac{EA}{LR^2}\,[u(t) - u_{f_1}]. \qquad (36)$$

La timpul t_2, condiția (32) este din nou satisfăcută și se poate produce o nouă culisare.

Deplasarea totală finală la stabilizarea interacțiunii rocă-susținere, cînd $p_\infty < p_{m_i}$, va fi:

$$u_\infty = \frac{a}{2G_0}\,(\sigma_v - p_{m_i}). \qquad (37)$$

Diferența de presiune $p_{m_i} - p_{m_f}$ este foarte mică, din această cauză susținerea culisantă poate fi considerată o susținere elastică cu portanță cvasiconstantă și autoadaptabilă.

Valoarea presiunii de culisare p_{m_i} este funcție de momentul de strîngere a piuliței bridei M conform relației (32).

Exemplificarea utilizării modelului prezentat pentru stabilirea susținerii adecvate o vom face pentru cazul unei galerii de pregătire săpate în cărbune la mina Borod — Borozel.

Din motive tehnologice s-a adoptat un profil de galerie tip GSIM — 6,2. Lucrarea minieră este amplasată la o adîncime de 350 m, presiunea litostatică fiind de $\sigma_v = 7$ MPa.

În vederea stabilirii susținerii celei mai adecvate se vor lua în analiză tipurile de profile metalice SG fabricate în prezent (SG 18, SG 23 și SG 29).

Portanța și culisarea susținerii de tip SG se vor studia pentru momentele de strîngere a piulițelor bridelor de 150 Nm, 250 Nm și 300Nm.

Montajul elementelor SG se va realiza conform tehnologiei stabilite în albumul de lucrări miniere tipizate, ediția 1982.

Susținerea culisantă se montează după un timp relativ scurt după săparea lucrării, timp în care roca se destinde liber, ajungînd în momentul t_0 la o deplasare radială u_0 ce se calculează cu relația (11).

Începutul culisării elementelor de susținere este caracterizat de o presiune p_{m_i}, determinată cu relația (32), în care:

$n = 2$ este numărul de bride la o îmbinare;
μ_s — coeficientul de frecare statică;
M — momentul de strîngere al piuliței bridei, daNm;
L — cîmpul de armare, m;
R — raza de curbură a susținerii pînă în centrul de greutate al secțiunii transversale a acesteia, m;
$g = 0{,}15 - 0{,}20$;
$d = 25$ mm — diametrul șurubului bridei;
α — unghiul de înclinare al feței profilului SG față de axa de simetrie a acestuia.

Valorile calculate ale acestor presiuni, în cazurile considerate, sînt redate în tabelul 1.

Tabelul 1

Tipul susținerii	M, daNm	μ_s	μ_d	α, grade	p_{m_i}, 10^{-2}MPa
SG 18	15	0,475	0,4364	24	8,7
	25	0,3983	0,3608		13,4
	30	0,3599	0,3346		15,4
SG 23	15	0,544	0,3584	22	6,86
	25	0,4829	0,2953		10,8
	30	0,431	0,2542		12,35
SG 29	15	0,593	0,2931	23	5,4
	25	0,5407	0,2586		8,6
	30	0,494	0,2162		9,9

Pînă la atingerea valorii p_{m_i} deformațiile susținerii sînt în domeniul elastic. Din ecuația (17), punînd condiția $p(t) = p_{m_i}$, se obține momentul t_1 de începere a culisării.

Deplasarea radială totală a ansamblului rocă-susținere, pînă în momentul t_1, este dată de relația:

$$u_{i_1} = \frac{LR^2}{EA}\,p_{m_i} + u_0. \qquad (38)$$

Deplasarea la sfîrșitul culisării u_{f_1} se determină cu relația:

$$u_{f_1} = u_{i_1} + \frac{a}{2G}\,(p_{m_i} - p_{m_f}), \qquad (39)$$

în care:

p_{m_i} este presiunea la care se oprește culisarea și se calculează cu relația (33).

Deoarece culisarea se produce practic instantaneu, adică $t_f - t_i = 0$, timpul de începere a celui de-al doilea ciclu de culisare t_2 se obține din ecuația:

$$p_{m_i} = \left(\sigma_v - \frac{2G}{a}\,u_f \right)\left(1 - e^{-\frac{Gk}{G_0}t_2}\right), \qquad (40)$$

iar deplasarea radială u_2, corespunzătoare acestui moment:

$$u_{i_2} = \frac{LR^2}{EA}\,p_{m_i} + u_f. \qquad (41)$$

Aici trebuie adăugat că, în general, condițiile de glisare, respectiv de cedare a îmbinărilor

se modifică treptat. Mărimea presiunii de glisare p_{m_i} este guvernată de toți factorii implicați în formula (32). Prin creșterea momentului de strîngere M crește presiunea p_{m_i}. Oscilațiile care urmează sînt guvernate de diferența dintre valorile statice și dinamice ale coeficientului de frecare. De asemenea, culisarea succesivă a elementelor de îmbinare conduce și la modificări ale profilului excavat, respectiv la micșorarea razei interfeței perete-susținere a, ca și a razei de curbură R a elementului de susținere. Acest lucru conduce, de asemenea, la modificarea valorii presiunii de cedare p_{m_i}. În felul acesta se poate explica de ce cintrele cu elemente glisante se pot autoadapta pînă cînd inelele vecine vor suporta sarcini aproape egale, iar întreaga lucrare minieră se poate stabiliza.

Timpul după care are loc stabilizarea lucrării miniere susținută cu arce metalice de tip SG este dependent de variația parametrilor de culisare. De regulă $\Delta t_1 < \Delta t_2 < \ldots < \Delta t_{s-1}$, deci durata ciclurilor Δt este crescătoare și timpul de stabilizare t_s tinde la infinit.

Din punct de vedere practic, timpul real de stabilizare a lucrării miniere nu are o semnificație deosebită, deoarece este mult prea mare. Din acest motiv, la alegerea susținerii se poate considera lucrarea relativ stabilizată din momentul în care durata unui ciclu de culisare depășește circa 3 000 s.

Deplasarea radială u_s în momentul stabilizării reale este :

$$u_s = \frac{a}{2G_0}(\sigma_v - p_{m_i}). \qquad (42)$$

Rezultatele calculelor sînt redate în tabelul 2 și în figura 5.

Parametrii reologici ai cărbunelui sînt : $G_0 = 7$ MPa ; $G = 306{,}8$ MPa și $k = 6{,}777 \cdot 10^{-6} s^{-1}$.

În cazul susținerii din SG 18, la o strîngere a piuliței bridei cu un moment de 15 sau 25 daN · m, deformațiile inițiale sînt mari și susținerea poate fi distrusă datorită deformațiilor excesive. Dacă momentul de strîngere este 25 sau 30 daN · m, susținerea va fi distrusă datorită tensiunilor excesive (fig. 5). În concluzie, în astfel de condiții geomecanice nu este indicată susținerea din SG 18.

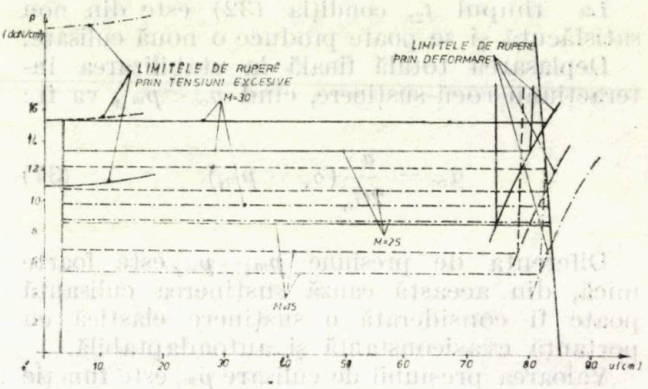


Fig. 5. Diagrama de variație a presiunilor și deformațiilor radiale în cazul unei galerii de pregătire de la mina Borod — Borozel :

——— susținere în SG 18; — — — susținere în SG 23; ····· susținere în SG 29; M — momentul de strîngere al piuliței bridei, în daN · m

În cazul susținerii SG 23, aceasta poate fi utilizată numai la un moment de strîngere de 25 kgf · m sau mai mare. La un moment mai mic, susținerea poate fi distrusă datorită deformațiilor excesive.

Susținerea SG 29 poate fi utilizată la orice moment de strîngere a piulițelor bridelor, recomandabil fiind un moment de 25 daN · m sau peste.

Tabelul 2

Tipul susținerii	A, cm²	E, daN/cm²	R, cm	a, cm	M, daNm	u_0, cm	t_0, ore	u_t, cm	t_1, ore	u_s, cm	L, cm
SG 18	23,34	$2 \cdot 10^6$	154,9	167	15	2,72	2	2,7243	2,83	82,46	50
					25			2,754	3,2	81,6	
					30			2,758	3,46	81	
SG 23	30	$2 \cdot 10^6$	155,4	168	15	2,74	2	2,76	2,57	83,17	70
					25			2,77	2,9	82,5	
					30			2,771	3,1	81,6	
SG 29	37	$2 \cdot 10^6$	156,43	170	15	2,77	2	2,7797	2,1	84	90
					25			2,795	2,7	83,95	
					30			2,81	3,05	83,79	

Cîmpul de armare optim se recomandă a fi de 0,7 m, în cazul susținerii din SG 23, și 0,9 m, în cazul susținerii din SG 29.

Într-un alt exemplu considerat tot la mina Borod—Borozel, unde lucrarea minieră cu raza de $a = 200$ cm va fi amplasată în cărbune la o adîncime de 280 m, poate fi arătată variația duratei ciclurilor de culisare, bineînțeles înainte ca lucrarea să intre în zona de influență a abatajelor. Constantele constitutive pentru acest cărbune sînt :

$$G = 300{,}8 \text{ MPa} ; \; G_0 = 20{,}0 \text{ MPa} ;$$

$$k = 1{,}182 \cdot 10^{-6} \text{s}^{-1}. \qquad (43)$$

Susținerea se consideră a fi realizată cu SG 18, strîngerea piuliților bridelor fiind de $M = 29{,}4$ kN·cm, prin urmare $\mu_s = 0{,}3599$, iar $\mu_d = 0{,}3346$.

Efectuînd calculele vom obține $p_{m_i} = 0{,}09788$ MPa ; $p_{m_f} = 0{,}0919$ MPa ; $u_{i_1} = 2{,}1717$ cm ; $u_{f_1} = 2{,}1734$ cm ; $u_{i_2} - u_{f_1} = 0{,}02814$ cm ; $t_{i_1} = 8\,977$ s ; $t_{i_2} - t_{f_1} = 1\,778$ s ; $u_\infty = 28{,}55$ cm $= u_s$; au loc 885 cicluri, iar timpul în care au loc ciclurile succesive crește, al doilea ciclu are loc în 1 806 s, al treilea în 1 839 s și așa mai departe.

IV. Susțineri din prefabricate mari de beton armat cu inserții de lemn

Lucrările miniere de deschidere, în general, sînt consolidate cu susțineri de mare rezistență de tipul prefabricatelor de beton. Dacă, pentru susținerea lucrării miniere orizontale se vor utiliza prefabricate din beton de tipul bolțarilor sau al panourilor de beton armat montate sub formă de inele (pe circumferința lucrării și între prefabricate se interpun, din loc în loc, plăcuțe de lemn), rigiditatea acestui tip de susținere este micșorată, deci se îmbunătățesc caracteristicile acestora prin conferirea unei deformabilități mai bune (fig. 6).

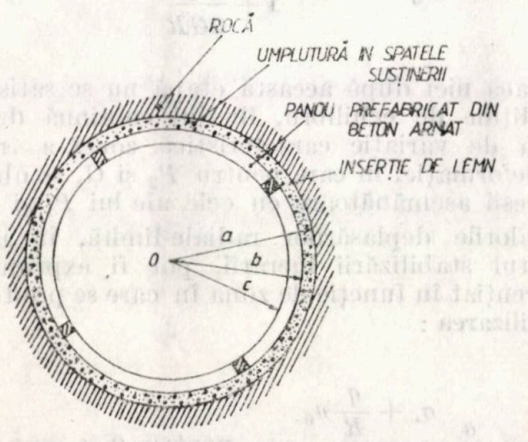


Fig. 6. Profil de galerie susținută în panouri din beton armat cu inserții de lemn.

Ca și în cazurile precedente, imediat după săparea lucrării miniere, pînă în momentul t_0, în care roca vine în contact direct cu susținerea, se produce deformarea liberă a rocilor. Începînd din momentul t_0, deformarea rocii este influențată de prezența susținerii, care, în cazul de față, are o lege de comportament diferită de susținerea de beton turnat, datorită plăcuțelor de lemn.

Legitatea de deformare a acestor plăcuțe de lemn, a căror curbă de deformare este redată în figura 7, poate fi aproximată prin relația :

$$\sigma = Aw^3 + Bw^2 + Cw, \qquad (44)$$

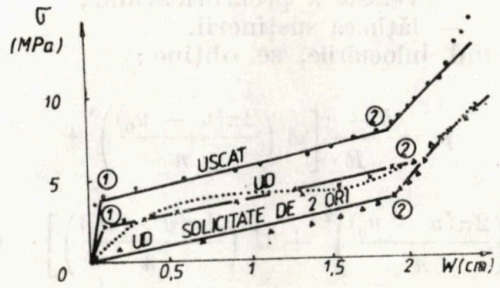


Fig. 7. Diagrama efort-deformație a plăcuțelor de lemn utilizate ca inserție.

în care :

w — este micșorarea grosimii plăcuței de lemn sub efectul forțelor circumferențiale din elementul de susținere (perpendicular pe secțiunea transversală a acestuia) ;

A, B și C — constante determinate experimental.

Curba de deformare poate fi caracterizată prin trei zone delimitate de punctele *1* și *2*.

Pentru simplificarea problemei, porțiunile de curbă corespunzătoare acestor zone sînt liniarizate, obținîndu-se trei segmente de dreaptă ca în figura 7, date de relațiile :

$$\sigma = Sw, \text{ pentru } 0 \leqslant \sigma < \sigma_1 ;$$

$$\sigma - \sigma_1 = S_1(w - w_1), \text{ pentru } \sigma_1 \leqslant \sigma < \sigma_2 ;$$

$$\sigma - \sigma_2 = S_2(w - w_2), \text{ pentru } \sigma_2 \leqslant \sigma, \qquad (45)$$

unde :

w_1 și w_2 sînt — reducerea grosimii plăcuțelor de lemn în punctele *1* și *2* ;

S, S_1 și S_2 — coeficienții unghiulari ai fragmentelor de dreaptă.

Odată determinată experimental legitatea de deformare a plăcuței de lemn, se va stabili modelul matematic de comportare a susținerii din prefabricate de beton.

Dacă în inelul de susținere există n inserții de lemn și fiecare din ele își micșorează grosimea cu $w(t)$, la momentul t, iar deplasarea radială a

susținerii este $u(t) - u_0$, putem scrie pentru interfața rocă-susținere :

$$2\pi(u - u_0) = nw. \tag{46}$$

Pe de altă parte, pentru o susținere circulară se poate scrie :

$$\sigma_0 A = plR, \tag{47}$$

în care :

A este aria secțiunii transversale a unui prefabricat ;
R — raza de curbură a susținerii în centrul de greutate al secțiunii transversale a prefabricatului ;
l — lățimea susținerii.

Făcînd înlocuirile, se obține :

$$p = \frac{b-c}{R}\left[A\left(\frac{2\pi(u-u_0)}{n}\right)^3 + B\left(\frac{2\pi(u-u_0)}{n}\right)^2 + C\left(\frac{2\pi(u-u_0)}{n}\right)\right]. \tag{48}$$

Similar se obțin ecuațiile susținerii pentru cele trei zone de deformare amintite :

$$p = q\frac{u-u_0}{R}, \quad \text{pentru } 0 \leqslant p < p_1 ;$$

$$p = p_1 + q_1\frac{u-u_0}{R} - \frac{b-c}{R}S_1 w_1,$$

$$\text{pentru } p_1 \leqslant p < p_2 ; \tag{49}$$

$$p = p_2 + q_2\frac{u-u_0}{R} - \frac{b-c}{R}S_2 w_2,$$

$$\text{pentru } p_2 \leqslant p,$$

în care :

q, q_1 și q_2 sînt rigiditățile susținerii corespunzătoare celor trei zone de deformație ;

$$q = \frac{2\pi(b-c)}{n}S ; \quad q_1 = \frac{2\pi(b-c)}{n}S_1$$

$$\text{și } q_2 = \frac{2\pi(b-c)}{n}S_2. \tag{50}$$

p_1 și p_2 sînt presiunile preluate de susținere în punctele *1* și *2* :

$$p_1 = \frac{b-c}{R}\sigma_1 \text{ și } p_2 = \frac{b-c}{R}\sigma_2, \tag{51}$$

iar :

$$\frac{nw_1}{2} = u_1 - u_0 \text{ și } \frac{nw_2}{2} = u_2 - u_0. \tag{53}$$

Caracterizarea modului de interacțiune a rocii cu susținerea, respectiv a comportamentului ansamblului rocă-susținere, este dată de ecuația diferențială (13) în care, introducînd variabilele p date de relațiile (49), obținem :

$$P = k\frac{1+\frac{a}{2G_0}\frac{q}{R}}{1+\frac{a}{2G}\frac{q}{R}} ; \quad Q = \frac{ka}{2G_0}\frac{\sigma_v + \frac{q}{R}u_0}{1+\frac{a}{2G}\frac{q}{R}}. \tag{54}$$

Variația deplasării radiale u în intervalul (u_0, u_1) se realizează într-un interval de timp (t_0, t_1) obținut din :

$$t_1 - t_0 = \frac{1}{P}\ln\frac{u_0 - \frac{Q}{P}}{u_1 - \frac{Q}{P}}. \tag{55}$$

Dacă în acest interval de timp deplasarea și presiunea nu au atins o stare de echilibru, atunci fluajul rocă-susținere continuă și este exprimat prin ecuațiile caracteristice zonei a doua.

Ecuația diferențială (13) va avea forma :

$$P_1 = k\frac{1+\frac{a}{2G_0}\frac{q_1}{R}}{1+\frac{a}{2G}\frac{q_1}{R}},$$

$$Q_1 = \frac{ka}{2G_0}\frac{\frac{q_1 u_0}{R} - p_1 + \frac{b-c}{R}S_1 w_1 + \sigma_v}{1+\frac{aq_1}{2GR}}. \tag{56}$$

Dacă nici după această etapă nu se satisfac condițiile de echilibru, fluajul continuă după legea de variație caracteristică zonei a treia de deformație, în care pentru P_2 și Q_2 se obțin expresii asemănătoare cu cele ale lui P_1 și Q_1.

Valorile deplasărilor radiale-limită, în momentul stabilizării lucrării, pot fi exprimate diferențiat în funcție de zona în care se produce stabilizarea :

$$u_s = \frac{a}{2G_0}\frac{\sigma_v + \frac{q}{R}u_0}{1+\frac{a}{2G_0}\frac{q}{r}}, \quad \text{pentru } 0 \leqslant p < p_1 ;$$

$$u_s = \frac{a}{2G_0} \frac{\sigma_v + \frac{q_1}{R} u_0 - p_1 + \frac{b-c}{R} S_1 w_1}{1 + \frac{a}{2G_0} \frac{q_1}{R}},$$

pentru $p_1 \leqslant p < p_2$; (57)

$$u_s = \frac{a}{2G_0} \frac{\tau_v + \frac{q_2}{R} u_0 - p_2 + \frac{b-c}{R} S_2 w_2}{1 + \frac{a}{2G_0} \frac{q_2}{R}},$$

pentru $p_2 \leqslant p$.

Presiunile-limită corespunzătoare se obțin din relația :

$$p_s = \sigma_v - \frac{2G_0}{a} u_s. \quad (58)$$

În condițiile miniere, în general, deformațiile ce apar la aceste tipuri de susțineri nu trebuie să depășească, de regulă, domeniul primei zone decît în situații excepționale.

În cele ce urmează prezentăm un exemplu de utilizare a relațiilor de mai sus, considerînd o galerie circulară excavată în condițiile minei Borod—Borozel, la o adîncime maximă de 250 m. Greutatea volumetrică medie a rocilor acoperitoare fiind de 2,0 tf/m³, rezultă o presiune litostatică $\sigma_v = 7$ MPa. Galeria va fi susținută în prefabricate de beton armat la profilul GSPP—6,4 conform albumului de lucrări miniere tipizate, ediția 1982. Lucrarea minieră s-a prevăzut a fi săpată cu combine de înaintare. Utilizînd această tehnologie, montarea panourilor prefabricate se realizează concomitent cu înaintarea frontului, deci la un timp relativ scurt după săparea lucrării miniere. Așa cum s-a arătat, începînd din momentul imediat următor săpării lucrării, roca înconjurătoare golului creat începe să se destindă liber. Această destindere liberă se continuă pînă în momentul t_0, moment în care roca intră în interacțiune directă cu susținerea. Acest moment diferă de momentul montării susținerii prin perioada de așezare a rocii pe susținere, respectiv de tasare a materialului de umplutură dintre susținere și excavație. Timpul t_0 depinde, în principal, de tipul rocii în care este executată lucrarea. Cu relația (11) se calculează destinderea liberă u_0 a rocii pînă în momentul t_0, în care parametrii :

G_0 — modulul de forfecare în stare relaxată, MPa ;
G — modulul de forfecare, MPa ;
k — coeficientul de viscozitate, s^{-1} ;
a = 170 cm—raza de săpare a lucrării miniere ;
σ_v — presiunea litostatică, MPa ;
t_0 — timpul după care roca intră în interacțiune directă cu susținerea sînt redați în tabelul 3.

Din observațiile practice s-a putut constata că, în funcție de tipul de rocă, timpul t_0 variază după cum urmează : în cazul executării lucrării în cărbune $t_0 \simeq 2$ ore, în marnă lumaselică $t_0 \simeq 10$ ore, iar în tuf de intercalație $t_0 \simeq 5$ ore, acestea în cazul în care raza de săpare coincide cu raza exterioară a susținerii.

Utilizînd sistemul de ecuații ce caracterizează interfața rocă-susținere, se calculează presiunea maximă și deplasarea radială maximă la care se stabilizează lucrarea minieră.

Rigiditatea susținerii q este dată de relația :

$$q = \frac{2\pi(b-c)}{n} S, \quad (59)$$

în care :

b = 166 cm este raza exterioară a susținerii ;
c = 150 cm — raza interioară a susținerii ;
R = 156 cm — raza de curbură a prefabricatului, pînă în centrul de greutate al secțiunii transversale ;
n = 4 — numărul plăcuțelor de lemn ;
S = 440kgf/cm³—coeficientul unghiular de deformație al inserției de lemn.

Se constată că valoarea presiunii la timpul t_0 considerat depășește valoarea portanței susținerii care a fost calculată și este de 60 t/m², rezultînd că susținerea va fi distrusă în timp (fig. 8 *a*, *b* și *c*).

Tabelul 3

Tipul rocii	G_0, MPa	G, MPa	k, s^{-1}	u_0, cm	t_0, ore	p_s, MPa	u_s, cm	p, MPa	u, cm	u_0', cm	t_0', zile
Cărbune	7,0	306,8	$6,77 \cdot 10^{-6}$	2,77	2	6,693	3,726	0,6	77,71	77,6	4,3
Marnă lumaselică	31,0	1503,6	$5,67 \cdot 10^{-6}$	0,753	10	6,3935	1,663	0,6	17,54	17,4	4,8
Tuf de intercalație	21,5	750,0	$3,85 \cdot 10^{-6}$	1,0024	5	6,5113	1,932	0,6	25,3	25,2	2,7

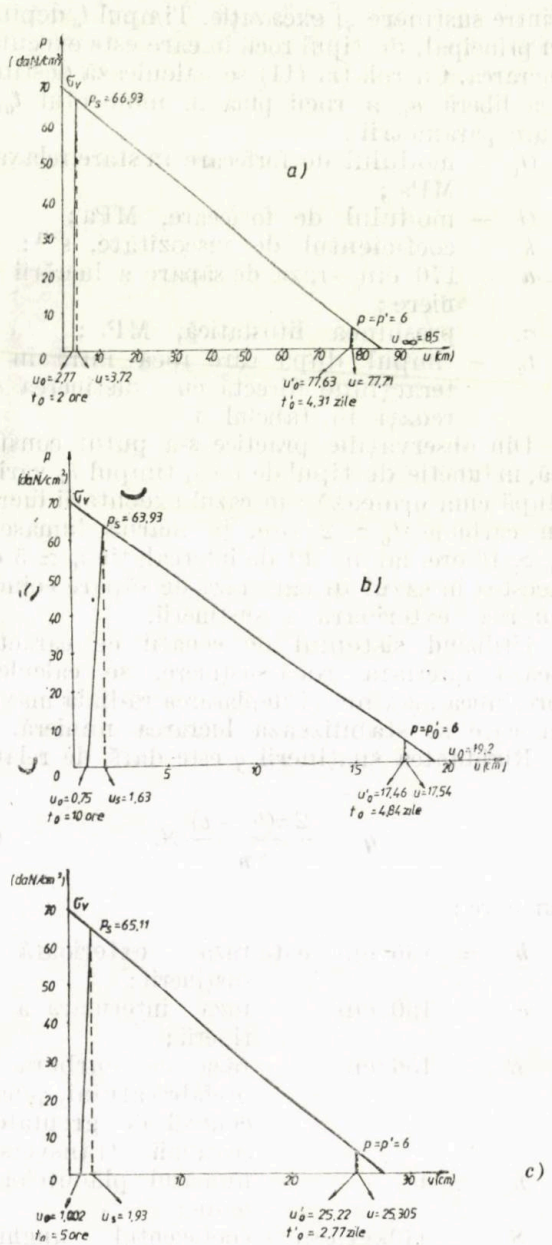


Fig. 8. Diagramele presiune-deformaţie a unor lucrări de deschidere susţinute în panouri din beton armat, profil GSPP—6,4 la mina Borod—Borozel, executate în cărbune (*a*), marnă lumaselică (*b*) şi tuf de intercalaţie (*c*).

Pentru ca susţinerea să reziste trebuie mărit timpul t_0, astfel încît presiunea maximă p_s să nu depăşească portanţa p a susţinerii. Cu aceleaşi relaţii se calculează valoarea u_s. Cunoscînd valorile finale ale presiunilor p_s, ale deformaţiilor u_0 şi ştiind că susţinerea îşi păstrează rigiditatea din condiţia de similitudine (fig. 8):

$$\frac{p_s}{p} = \frac{u_s - u_0}{u - u_0}, \qquad (60)$$

se obţine deplasarea radială în momentul t'_0. Pe de altă parte, din relaţia (11), cunoscînd u_0, se obţine timpul t_0, la care trebuie ca roca să intre în contact direct cu susţinerea. Acest lucru se poate realiza prin interpunerea între susţinere şi profilul săpat a unei umpluturi de material mărunt, astfel încît să se prelungească fluajul liber al rocii.

Concluzii

Analiza interacţiunii rocă-susţinere, luînd în considerare modelele matematice ce reproduc un comportament neliniar pentru susţinerea lucrărilor miniere orizontale şi ecuaţiile constitutive visco-elastice liniare pentru rocă, permite descrierea procesului de fluaj al rocii la interfaţa dintre rocă şi susţinere. Utilizînd modelele matematice prezentate, este posibilă stabilirea presiunii şi deplasării radiale finale a interfeţei rocă-susţinere, funcţie de proprietăţile mecanice ale rocii şi proprietăţile de rezistenţă ale susţinerii. Corelînd tensiunile şi convergenţa finală cu portanţa şi parametrii funcţionali ai susţinerii, este posibilă stabilirea timpului optim de montare a susţinerii, astfel încît stabilizarea interacţiunii rocă-susţinere să se producă înainte de depăşirea rezistenţei susţinerii atît din punct de vedere al deformaţiilor, cît şi al presiunilor preluate.

Metoda de analiză a interacţiunii rocă-susţinere prezentată permite optimizarea succesiunii operaţiilor de săpare-susţinere în vederea unei cît mai bune proiectări a susţinerii lucrărilor miniere orizontale de deschidere sau pregătire.

Analiza permite, de asemenea, stabilirea necesităţii unei susţineri provizorii înainte de montarea susţinerii definitive, în cazul lucrărilor de deschidere, precum şi a tipului şi perioadelor de montare a acestor susţineri.

Bibliografie

[1] Baoshen, L. *A study of the mecanism of support.* Al 4-lea congres internaţional de mecanică a rocilor, vol. 1, p. 157—160, Montreux, Balkema, Rotterdam, 1979.

[2] Popovici, B., Markovici, O., Manojlovici, M. *Stresses and strains at the contact of rigid tunnel lining and soft rock.* Al 4-lea cong. internaţ. de mec. rocilor, vol. 1, p. 525 — 531. Montreux, Balkema, Rotterdam 1979.

[3] Panet, M. *Time — dependent deformations in underground works.* Al 4-lea cong. de mec. rocilor, vol. 1, p. 279—289, Montreux, Balkema, Rotterdam, 1979.

[4] Nguyem, M. D., Berest, P., Bergues, J. *Analyse du comportement differe des ouvrages souterrains.* Al 5-lea cong. de mec. rocilor. Preprints section D, D 233—D 239, Melbourne ISRM, 1983.

[5] Ardashev, K. A., Musin B. Z., Koshelev, F. V. *Numerical methods of analysis of underground constructions.* A 5-a conferinţă de metode numerice în geomecanică, p. 1077—1084, Nagoya, Balkema, Rotterdam 1985.

[6] Yufim, S. A. ş.a. *Some aspects of underground structure mechanics in the finite element method analysis.* A 5-a conf. de metode numerice în geomecanică, p. 1093—1100, Nagoya, Balkema, Rotterdam, 1985.

[7] Sharma, K. G., Varadarajan, A., Srivastava, R. K. *Elasto-viscoplastic finite element analysis of tunnels.* A 5-a conf. de metode numerice în geomecanică, p. 1 141—1 148, Nagoya Balkema, Rotterdam, 1985.
[8] Rodriguez — Roa, F. *Lining ground interaction in circular tunnels.* A 5-a conf. de metode numerice în geomecanică, p. 1 257 — 1 264, Nagoya, Balkema, Rotterdam, 1985.
[9] Kimura, F. *Rock mechanical discussion for the mechanism of supporting systems in severe swelling rock tunnel.* A 5-a conf. de metode numerice în geomecanică, p. 1 265—1 271, Nagoya Balkema, Rotterdam, 1985.
[10] Swoboda, G. *Interpretation of field measurements under consideration of the three dimensional state of stress, the viscoplasticity of shotcrete, and the viscoplastic behaviour of rock.* A 5-a conf. de metode numerice în geomecanică, p. 1 651—1 658, Nagoya, Balkema, Rotterdam, 1985.
[11] Sun, I., Lee, Y. S. *A viscous elasto-plastic numerical analysis of the underground structure interacted with families of multilaminate rock mass using FFM.* A 5-a conf. de metode numerice în geomecanică, p. 1 127—1 134, Nagoya, Balkema, Rotterdam, 1985.
[12] Mühlhaus, H. B. *Lower bound solutions for circular tunnels in two and three dimensions.* Rock. Mech. Rock ENGNG 18, 37—52, 1985.
[13] Kaiser, P. K. *A new concept to evaluate tunnel performance — influence of excavation procedure.* 22nd U.S. rock mechanics symp., p. 264—271, Boston, 1981.
[14] Detournay, E., Fairhurst, C. *Generalization of the ground reaction curve concept.* 23rd U.S. symp. on rock mechanics, p. 926—936, Berkeley, 1982.
[15] Detournay, E., Vardoulakis, L. *Determination of the ground reaction curve using the hodograph method.* Int. I. rock mech. min. sci. geomech. abstr. 22(3), 173—176, 1985.
[16] Cividini, A., Gioda, G., Barla, G. *Calibration of a rheological model on the basis of field measurement.* A 5-a conf. internațională de metode numerice în geomecanică, p. 1 621—1 628, Nagoya, Balkema, Rotterdam, 1985.
[17] Cristescu, N. *Viscoplastic creep of rock a round a lined tunnel.* Int. J. Plasticity 4, 1988. În curs de tipărire.
[18] Woodruff, S. D. *Methods of workingcoal and metal mines.* Vol. 2, Pergamon Press, Oxford, 1966.
[19] Cristescu, N. *Damage and failure of viscoplastic rock-like materials.* Int. J. Plasticity 2(2), 189—204 1986.
[20] Cristescu, N. *Viscoplastic creep of rocks a round horizontal tunnels.* Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech. Abstr. 22(6), 453—459, 1985.
[21] Massier, D., Cristescu, N. *In situ creep of rocks.* Revue Roum. Sci. Tech., Série Méc. Applic. 26(5), 687—702, 1981.
[22] Cristescu, N. *Mecanica rocilor.* Universitatea din București, 1986.
[23] Nadai, A. *Theory of flow and fracture of solids.* Vol. 1 McGraw-Hill, New York, 1950.
[24] Cristescu, N., Fotă, D., Medveș, E. *Tunnel support analysis incorporating rock creep.* Int. J. Rock Mecn. Min. Sci. Geomech. Abstr., vol. 24, Nr. 6, p. 321—350, 1987.
[25] Cristescu, N. *Mecanica rocilor.* Ed. științifică și enciclopedică, București (în curs de apariție, 1988)

Metode probabilistice de analiză a stabilității rocilor fracturate

Dr. ing. **C. Mărunțeanu**
Universitatea din București

I. Introducere

Parametrii fizico-mecanici și geometrici considerați în analizele de stabilitate sînt, în general, variabile aleatoare. Dispersia acestor parametri influențează întotdeauna rezultatele analizei, într-o măsură uneori mai mare (în cazul orientării, extinderii și rezistenței la forfecare a discontinuităților), alteori mai mică (în cazul densității rocilor în masiv, înălțimii taluzului, nivelului hidrostatic) și, de aceea, decizia asupra valorilor care se introduc în calcule trebuie să se bazeze pe un volum cît mai mare de informații.

Analizele probabilistice de stabilitate utilizează funcțiile specifice de densitate a probabilității, cunoscute sau presupuse, care încorporează informația statistică pentru toți parametrii analizei, considerați independenți.

Variabilele statistice folosite în calcule se pot obține prin tehnica de probare Monte Carlo pentru fiecare dintre tipurile de distribuție statistică a variabilelor. În această metodă se calculează factorul de siguranță, apoi se repetă calculul de un număr specificat de ori, folosind un nou set de valori selectate prin probarea Monte Carlo. Se pot defini, în continuare, distribuția și parametrii statistici ai distribuției factorului de siguranță.

În modelul de analiză propus și exemplificat pentru rocile andezitice din zona carierei de minereuri cuprifere Roșia Poieni (Mărunțeanu, 1987), unde a fost efectuat un număr mare de măsurări și a fost determinată distribuția statistică a caracteristicilor pentru sistemele de discontinuități structurale și geomecanice, evaluarea rezervei de stabilitate a taluzurilor a fost realizată nu printr-un factor de siguranță bazat pe valori punctuale sau chiar medii ale parametrilor fizico-mecanici, ci printr-o variabilă cu un conținut mult mai mare de informație statistică, și anume probabilitatea de alunecare. Acest parametru înglobează modul de distribuție al tuturor parametrilor folosiți în analiza de stabilitate.

Definirea probabilității de alunecare (CANMET 1976, Bomboe și Mărunțeanu 1986, Mărunțeanu 1987) este făcută pentru două tipuri principale de instabilitate în roci cu plane de discontinuitate, și anume alunecarea planară simplă și alunecarea tip pană (pe două discontinuități concurente) (fig. 1).

II. Alunecarea planară simplă

Probabilitatea de instabilitate P_a într-o secțiune a unui taluz este dată de probabilitatea existenței unei discontinuități de lungime critică P_L și de probabilitatea P_β ca discontinuitatea să aibă o geometrie critică (dată de înclinarea și de morfologia suprafețelor sale):

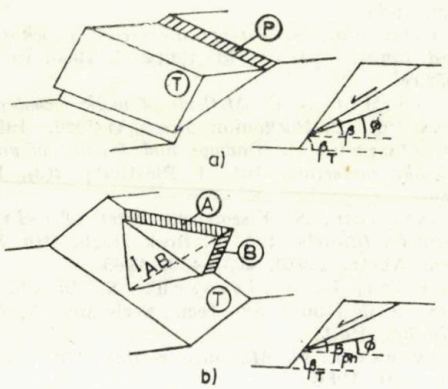


Fig. 1. Tipuri de instabilitate a taluzurilor în roci tari cu plane de discontinuitate:
a — alunecare planară simplă; *b* — alunecare tip pană.

$$P_a = P_L \cdot P_\beta, \tag{1}$$

în care P_L este probabilitatea ca o discontinuitate de lungime egală sau mai mare decît L să intersecteze fața taluzului, unde L este lungimea discontinuității, extinsă de la fața taluzului pînă la creastă (plan de alunecare continuu) (fig. 2*a*).

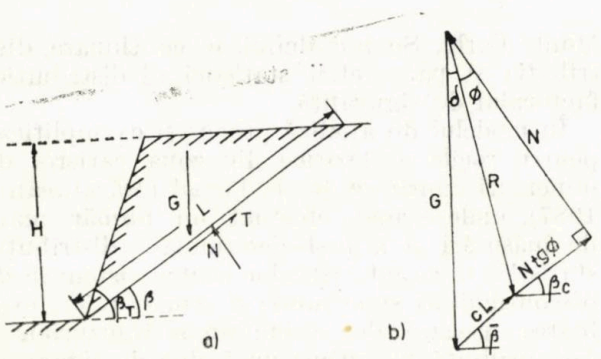


Fig. 2: *a* — elementele geometrice și geomecanice ale unei alunecări pe un singur plan de discontinuitate; *b* — determinarea grafică a înclinării critice a planului de discontinuitate β_c pentru aceeași secțiune a taluzului.

În zona cercetată a fost înregistrată și probată, prin teste de concordanță, o distribuție exponențială negativă a lungimilor, caz în care probabilitatea P_L are expresia:

$$P_L = e^{-L/\bar{L}}, \tag{2}$$

unde $\bar{L}$ este lungimea medie a sistemului de discontinuități.

P_β este probabilitatea de alunecare bazată pe distribuția înclinărilor β ale discontinuităților sistemului, conform cu fața taluzului:

$$P_\beta = P(\beta_c < \beta), \tag{3}$$

unde β_c este înclinarea critică a discontinuităților.

β_c se poate determina pe cale grafică, folosind metoda poligonului forțelor pentru starea de echilibru limită (fig. 2*b*).

Înclinarea critică este în acest caz o funcție de înclinarea medie a sistemului de discontinuități și de parametrii rezistenței la forfecare pe planele de discontinuitate.

Pentru sistemele de discontinuități analizate s-a constatat distribuția normală a valorilor unghiurilor de înclinare. Probabilitatea în cazul distribuției normale este definită de aria de sub curba normală standard mărginită la stînga de o valoare limită x și se poate extrage din tabelul distribuției funcției de forma standardizată $(x - \bar{x})/s$. Pentru distribuția normală a unghiurilor de înclinare, P_β se determină înlocuind pe x cu β_c, iar pe $\bar{x}$ și s cu valoarea medie $\bar{\beta}$ și respectiv abaterea standard s_β ale unghiurilor de înclinare (fig. 3 și tab 1).

Probabilitatea de stabilitate sau de încredere R este:

$$R = 1 - P_a, \tag{4}$$

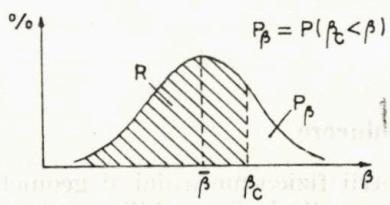


Fig. 3. Definirea probabilității de alunecare P_β în cazul distribuției normale a valorilor unghiurilor de înclinare ale planelor sistemului de discontinuități.

pentru o singură discontinuitate, și:

$$R = (1 - P_a)^n, \tag{5}$$

pentru cele n discontinuități care intersectează fața taluzului.

Numărul de discontinuități n poate fi calculat cu relația (8) pe baza construcției grafice din figura 4, pentru care:

$$V = H - H\frac{\mathrm{tg}\bar{\beta}}{\mathrm{tg}\beta_T}, \tag{6}$$

$$d_v = \frac{d}{\cos\bar{\beta}}, \tag{7}$$

$$n = \frac{V}{d_v} = \frac{H}{d}\cos\bar{\beta}\left(1 - \frac{\mathrm{tg}\bar{\beta}}{\mathrm{tg}\beta_T}\right), \tag{8}$$

Tabelul 1

Tabelul distribuției normale standardizate

$z=(\bar{x}-x)/s$ $z=(x-\bar{x})/s$	$R=1-P$, P	P, $R=1-P$	$z=(\bar{x}-x)/s$ $z=(x-\bar{x})/s$	$R=1-P$, P	P, $R=1-P$
0,0	0,5000	0,5000	1,5	0,9332	0,0668
0,1	0,5398	0,4601	1,6	0,9452	0,0547
0,2	0,5793	0,4207	1,7	0,9554	0,0445
0,3	0,6179	0,3820	1,8	0,9641	0,0359
0,4	0,6554	0,3445	1,9	0,9713	0,0287
0,5	0,6915	0,3085	2,0	0,9772	0,0227
0,6	0,7257	0,2742	2,1	0,9821	0,0178
0,7	0,7580	0,2419	2,2	0,9861	0,0139
0,8	0,7881	0,2118	2,3	0,9893	0,0107
0,9	0,8159	0,1840	2,4	0,9918	0,0081
1,0	0,8413	0,1586	2,5	0,9938	0,0062
1,1	0,8643	0,1356	2,6	0,9953	0,0046
1,2	0,8849	0,1150	2,7	0,9965	0,0034
1,3	0,9032	0,0968	2,8	0,9974	0,0025
1,4	0,9192	0,0807	2,9	0,9981	0,0018

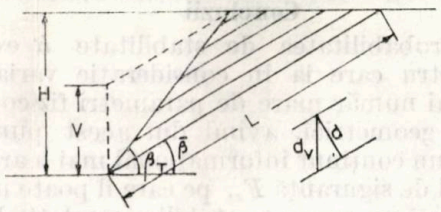


Fig. 4. Model pentru determinarea numărului de discontinuități n care intersectează fața taluzului.

unde d este distanța medie dintre discontinuitățile sistemului, semnificația celorlalți termeni rezultînd din figură.

III. Alunecarea tip pană

Probabilitatea de alunecare poate fi calculată cu o relație similară relației (1), dar cu semnificații specifice pentru cei doi factori ai relației :

$$P_a = P_L \cdot P_\beta, \tag{9}$$

unde P_L este probabilitatea de apariție a unei geometrii critice, adică probabilitatea celor două sisteme de discontinuități concurente (A și B) de a determina muchii continue de alunecare de lungime L:

$$P_L = P_{L_A} \cdot P_{L_B}, \tag{10}$$

unde P_{L_A} și P_{L_B} — probabilitățile discontinuităților celor două sisteme — pot fi calculate cu relațiile :

$$P_{L_A} = e^{-L/\bar{L}_A}, \qquad P_{L_B} = e^{-L/\bar{L}_B}. \tag{11}$$

Probabilitatea de alunecare P_β este bazată pe distribuția înclinărilor β_{pn} ale liniei de intersecție a discontinuităților celor două sisteme :

$$P_\beta = P\,(\beta_{pn_c} < \beta_{pn}). \tag{12}$$

Valorile β_{pn} ale înclinărilor liniei de intersecție se pot obține folosind următoarele relații (CANMET, 1978) :

$$\alpha_{ij} = \operatorname{arctg}\left[\frac{\operatorname{tg}\beta_i \cos\alpha_i - \operatorname{tg}\beta_j \cos\alpha_j}{\operatorname{tg}\beta_j \sin\alpha_j - \operatorname{tg}\beta_i \sin\alpha_i}\right], \tag{13}$$

$$\beta_{ij} = \beta_{pn} = \operatorname{arctg}[\operatorname{tg}\beta_i \cos(\alpha_i - \alpha_{ij})] = \operatorname{arctg}[\operatorname{tg}\beta_j \cos(\alpha_j - \alpha_{ij})], \tag{14}$$

în care α_{ij}, β_{ij} sînt azimutul direcției și unghiul de înclinare ale liniei de intersecție, iar α_i, β_i, α_j, β_j sînt parametrii de orientare ai planelor sistemului A și respectiv B, pentru $i = [1, n_A]$ și $j = [1, n_B]$.

În cazul sistemelor analizate, pentru cele $n_A \cdot n_B$ valori calculate ale unghiului de înclinare β_{pn} s-a înregistrat distribuția normală și s-a calculat valoarea medie $\bar{\beta}_{pn}$ și abaterea standard $s_{\beta_{pn}}$.

Din tabelul distribuției normale, probabilitatea P_β poate fi definită funcție de expresia $(\bar{x} - x)/s$ sau, după înlocuire, $(\bar{\beta}_{pn} - \beta_{pn_c})/s_{\beta_{pn}}$.

Înclinarea critică a liniei de intersecție β_{pn_c} poate fi calculată cu ajutorul relației :

$$\beta_{pn_c} = \operatorname{arctg}\left[\frac{\sin\theta_A \operatorname{tg}\varnothing_B + \sin\theta_B \operatorname{tg}\varnothing_A}{\sin(\theta_A + \theta_B)}\right], \tag{15}$$

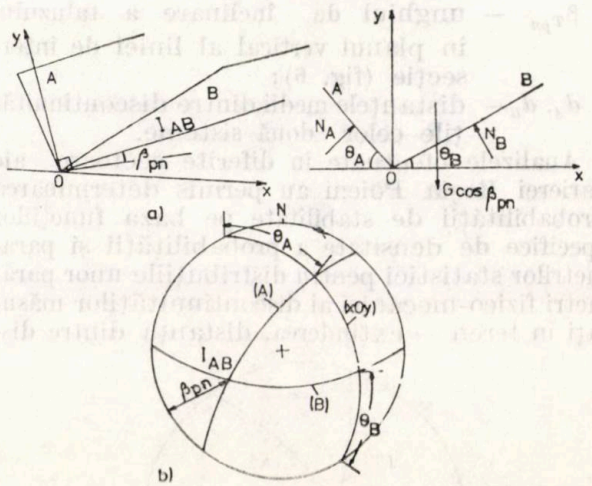


Fig. 5 *a* — definirea unghiurilor θ_A și θ_B; *b* — determinarea unghiurilor θ_A și θ_B pentru alunecarea tip pană prin metoda proiecției sferice (emisfera inferioară).

în care :

$\varnothing_A, \varnothing_B$ reprezintă unghiurile de frictiune pe planele celor două sisteme de discontinuități;

θ_A, θ_B — unghiurile de înclinare aparentă a planelor medii A și B într-un plan perpendicular pe linia lor de intersecție I_{AB} la starea de echilibru limită (fig. 5*a*).

Unghiurile θ_A și θ_B se pot determina grafic prin metoda proiecției sferice conform figurii 5*b*.

Probabilitatea de alunecare a unei pene se poate obține deci prin relația:

$$P_a = P_L \cdot P_\beta.$$

Probabilitatea de stabilitate este dată de relația:

$$R = 1 - P_a, \tag{16}$$

pentru o singură pană, și de relația:

$$R = (1 - P_a)^n, \tag{17}$$

pentru toate cele n pene potențiale rezultate prin intersectarea celor două sisteme de discontinuități.

Numărul de pene potențiale în secțiunea studiată n este dat de produsul frecvențelor discontinuităților celor două sisteme pe fața taluzului n_A și n_B:

$$n = n_A \cdot n_B, \tag{18}$$

iar valorile pentru n_A și n_B pot fi obținute cu relații adaptate după relația (8):

$$n_A = \frac{H}{d_A} \cos \overline{\beta}_{pn} \left(1 - \frac{\operatorname{tg} \overline{\beta}_{pn}}{\operatorname{tg} \beta_{T_{pn}}}\right),$$

$$n_B = \frac{H}{d_B} \cos \overline{\beta}_{pn} \left(1 - \frac{\operatorname{tg} \overline{\beta}_{pn}}{\operatorname{tg} \beta_{T_{pn}}}\right), \tag{19}$$

în care:

$\overline{\beta}_{pn}$ este unghiul de înclinare mediu al liniei de intersecție;

$\beta_{T_{pn}}$ — unghiul de înclinare a taluzului în planul vertical al liniei de intersecție (fig. 6);

d_A, d_B — distanțele medii dintre discontinuitățile celor două sisteme.

Analizele efectuate în diferite sectoare ale carierei Roșia Poieni au permis determinarea probabilității de stabilitate pe baza funcțiilor specifice de densitate a probabilității și parametrilor statistici pentru distribuțiile unor parametri fizico-mecanici ai discontinuităților măsurați în teren — extinderea, distanța dintre dis-

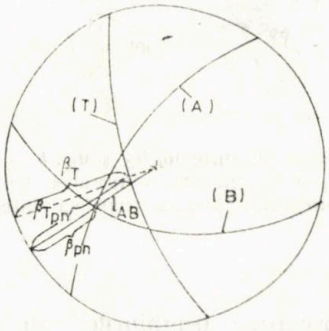


Fig. 6. Determinarea unghiurilor $\beta_{T_{pn}}$ și β_{pn} la alunecarea tip pană prin metoda proiecției sferice.

continuități, unghiul de frictiune, unghiul de înclinare a planelor de discontinuitate — și pe baza caracteristicilor geometrice ale versantului sau taluzului — înălțimea și unghiul de pantă.

Pentru aceleași taluzuri au fost calculați, în paralel, și factorii de siguranță prin mai multe metode analitice și grafice.

Rezultatele și corespondența dintre cele două tipuri de parametri de stabilitate, pentru cîteva din zonele analizate, sînt înscrise în tabelul 2.

Tabelul 2

Tipul de instabilitate	Domeniul analizat	Probabilitatea de stabilitate, R, %	Factorul de siguranță, F_s
Alunecare planară simplă	1	39,24	0,55—0,75
	2	48,64	0,58—0,67
	3	74,82	0,57—0,79
	4	98,99	1,45—1,62
Alunecare tip pană	1	51,56	0,61—0,63
	5	66,42	0,68—0,85
	6	89,92	0,90—0,98
	7	99,65	1,51—1,67

Concluzii

● Probabilitatea de stabilitate R este un parametru care ia în considerație variabilitatea unui număr mare de parametri fizico-mecanici și geometrici, avînd din acest punct de vedere un conținut informațional mai mare decît factorul de siguranță F_s, pe care îl poate înlocui.

● Deși nu se poate stabili o corelație liniară între valoarea R și valorile F_s calculate prin diferite metode analitice și grafice, pentru taluzurile cu discontinuități structurale și geomecanice orientate defavorabil din zona carierei Roșia Poieni s-a putut exprima o corespondență între R, F_s și gradul de stabilitate a taluzurilor (tab. 3).

Tabelul 3

Probabilitatea de stabilitate, R, %	Factorul de siguranță, F_s	Gradul de stabilitate
<95	<1,2	Taluz instabil
95—100	>1,2	taluz stabil

Aplicarea probabilității de stabilitate pentru alte taluzuri aflate în condiții geomecanice cît mai variate va putea spori gradul de încredere al corelației dintre acest parametru și gradul de stabilitate a taluzurilor analizate.

Bibliografie

[1] Bomboe, P., Mărunțeanu, C. *Geologie inginerească*. Universitatea București, 1986.

[2] * * * *Pit Slope Manual*. CANMET (Canada Centre for Mineral Energy Technology), Mining Research Laboratories, Ottawa, 1976.

[3] Mărunțeanu, C. *Criteriu structural pentru analiza stabilității taluzurilor în cariera Roșia Poieni*. Mine, Petrol și Gaze, **33**, nr. 9, 1982.

[4] Mărunțeanu, C. *Rolul factorilor petrografici și structurali asupra stabilității masivelor de roci cristaline*. Teză de doctorat, Universitatea București, 1987.

Posibilităţi de evaluare cu ajutorul calculatorului electronic a eficienţei soluţiilor de proiectare a minelor, cu luarea în considerare a influenţei deranjamentelor tectonice asupra parametrilor calitativi

Ing. Fl. Buşe, ing. T. Goldan
Centrul de calcul electronic Petroşani

I. Generalităţi

Studiul problemei de optimizare şi al metodelor şi mijloacelor de evaluare a soluţiilor ce se adoptă de fiecare dată la proiectarea minelor necesită o definire prealabilă a noţiunilor utilizate.

Prin parametrii calitativi ai minei se înţeleg metoda şi schema de deschidere, metoda de pregătire, metoda de exploatare aplicată, schema de aeraj şi transport, mijloacele de mecanizare.

Parametrii cantitativi ai minei caracterizează procesul de producţie, schema tehnologică şi condiţiile tehnico-miniere pe latura cantitativă. Ca exemplu se pot considera : grosimea stratelor de cărbune, dimensiunile panourilor, lungimea frontului, numărul de abataje simultan în funcţiune în panou, în strat, în aripa cîmpului minier, numărul panourilor sau blocurilor în cîmpul minier etc. Unii dintre parametrii cantitativi se pot modifica în mod continuu (lungimea frontului, dimensiunile panourilor, blocurilor), iar alţii discret (numărul blocurilor în cîmpul minier, al abatajelor aflate simultan în funcţiune).

O grupă separată de caracteristici calitative şi cantitative ale minei o constituie condiţiile geologico-miniere ale zăcămîntului : configuraţia zăcămîntului şi dimensiunile lui, amplasarea în spaţiu a stratelor de cărbune, repartizarea rezervelor în cîmpul minier şi volumul lor, hipsometria stratelor de cărbune şi înclinarea lor, afluenţa de apă, debitul de gaze emanate, stabilitatea rocilor din acoperiş şi culcuş şi duritatea lor, adîncimea zăcămîntului, proprietăţile rocilor în care este cantonat zăcămîntul etc. Variaţia acestor caracteristici are caracter aleator în cîmpul minier.

O parte din caracteristici se modifică discret (numărul de strate), iar altele continuu (afluenţa de apă, debitul de gaze emanate, presiunea asupra susţinerii etc.).

Parametrii cantitativi şi cei calitativi se condiţionează reciproc. Legătura lor reciprocă are caracter tehnologic, de producţie şi economic. Astfel, capacitatea minei este dependentă de numărul abatajelor în funcţiune şi producţia fiecărui abataj, dimensiunile blocurilor şi numărul lor în cîmpul minier.

Caracteristicile geologico-miniere ale zăcămîntului creează întotdeauna posibilitatea de a analiza o mulţime suficient de mare de variante şi subvariante ale schemei tehnologice de exploatare. Schema tehnologică de exploatare reprezintă un parametru calitativ al minei care determină eficienţa activităţii ei. În general, mulţimea variantelor posibile de scheme tehnologice se formează prin modificarea unuia dintre elemente : metoda şi schema de deschidere, de pregătire a cîmpului minier, schema de transport şi de aeraj, metoda de exploatare aplicată, metode de dirijare a presiunii rocilor înconjurătoare.

II. Adoptarea soluţiilor de proiectare

„Adoptarea soluţiei" defineşte operaţia de alegere a unei variante din mulţimea celor posibile.

În rezolvarea multor probleme se utilizează, drept criteriu de evaluare a eficienţei soluţiei adoptate un indicator, a cărui valoare extremă reflectă optimul soluţiei alese :

$$y = f(x_1, x_2, \ldots, x_n)$$

$$\bar{x} = \{x_1^0, x_2^0, \ldots, x_n^0\} = extr\ y,$$

unde :

y — reprezintă criteriul de optimizare;
$x_1, x_2, \ldots, x_n$ — parametrii de optimizare;
$\bar{x}$ — vectorul soluţiei, exprimat prin mulţimea de parametri optimi $\{x_1^0, x_2^0, \ldots, x_n^0\}$.

Soluţia adoptată corespunde valorii extreme a criteriului de optimizare. Componentele soluţiei adoptate se pot modifica atît discret, cît şi continuu.

Se notează cu $X \subset \mathbb{R}^n$ mulţimea soluţiilor posibile, y_j — criteriul de optimizare pe baza căruia se adoptă soluţia, iar $Y = \{y_1, y_2, \ldots, y_m\}$ mulţimea de criterii.

Criteriului $y_j \in Y$ îi corespunde o soluţie optimă $\bar{x} = \{x_1^0, x_2^0, \ldots, x_n^0\} \in X$, care constituie reprezentarea proprietăţilor procesului după criteriul y_j în mulţimea soluţiilor posibile X.

Există probleme pentru care se pot stabili soluţiile optime pe baza unui singur criteriu (spre exemplu maximizarea producţiei pe abataj), în timp ce în cazul unor probleme complexe un singur criteriu de optimizare este insuficient pentru a le rezolva. Spre exemplu, alegerea schemei tehnologice a minei este legată de asigura-

rea securității muncii, volumul cheltuielilor capitale, productivitate, consumuri de materiale și energie etc.

Fiecare criteriu este funcție de parametrii tehnologici :

$$y_1 = f(x_1, x_2, \ldots, x_n),$$
$$\overline{x}_1 = \{x_{11}^0, x_{21}^0, \ldots, x_{n1}^0\} = extr.\ y_1;$$
$$y_2 = f(x_1, x_2, \ldots, x_n),$$
$$\overline{x}_2 = \{x_{12}^0, x_{22}^0, \ldots, x_{n2}^0\} = extr.\ y_2;$$
$$\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots$$
$$y_m = f(x_1, x_2, \ldots, x_n),$$
$$\overline{x}_m = \{x_{1m}^0, x_{2m}^0, \ldots, x_{nm}^0\} = extr.\ y_m.$$

În general, soluțiile ce se adoptă după diferite criterii nu sînt identice :

$$\overline{x}_1 \neq \overline{x}_2 \neq \ldots \neq x_m.$$

III. Influența deranjamentelor tectonice asupra parametrilor calitativi ai minei

În prezent, un număr tot mai mare de utilaje cu productivitate mare lucrează în strate afectate de deranjamente tectonice. Exploatarea stratelor în aceste condiții este însoțită de modificarea soluției proiectate privind amplasarea lucrărilor miniere, fiind necesară executarea de lucrări suplimentare și, ca rezultat, nu se realizează indicatorii tehnico-economici proiectați.

În tabelul 1 este dată distribuirea deranjamentelor tectonice în funcție de amplitudine pentru un anumit cîmp minier.

Tabelul 1

Gruparea deranjamentelor în funcție de amplitudine, m	Distribuția deranjamentelor tectonice pe etape, %		
	explorarea geologică	deschiderea și pregătirea zăcămîntului	exploatarea zăcămîntului
Pînă la 5	6,9	88,9	93,1
5,1—10	7,5	3,9	2,9
10,1—15	17,6	3,3	1,2
peste 15	68,0	3,9	2,8

Analiza șirurilor de distribuție a deranjamentelor indică necesitatea aplicării unei clase largi de funcții pentru aplatizare. Din această cauză pentru descrierea matematică se utilizează distribuția Markov și curbele Pearson.

Ecuațiile curbelor de distribuție a deranjamentelor după amplitudine, pe etape de valorificare industrială a zăcămîntului, sînt următoarele :

— la explorarea geologică :

$$N = a\left(1 + \frac{x}{b}\right)^{k_1}\left(1 - \frac{x}{c}\right)^{k_2};$$

— deschiderea și pregătirea zăcămîntului :

$$N_{dp} = a'\left(1 - \frac{x}{b'}\right)^{k_1'}\left(1 - \frac{x}{c'}\right)^{k_2'};$$

— exploatarea zăcămîntului :

$$N_{expl} = a''\left(1 - \frac{x}{b''}\right)^{k_1''}\left(1 - \frac{x}{c''}\right)^{k_2''},$$

unde a, b, c, a', b', c', a'', b'', c'', k_1, k_2, k_1', k_2', k_1'', k_2'' sînt constante.

Reprezentarea grafică a curbelor de distribuție este prezentată în figura 1, unde cu linie continuă s-au trasat curbele teoretice, iar cu linie întreruptă cele experimentale.

În tabelul 2 sînt date rezultatele evaluării experte a influenței diferiților factori de deranjare a cîmpului minier asupra parametrilor calitativi ai minei pentru un cîmp minier ce urmează a fi deschis.

Se poate observa că deranjamentele cu amplitudine mai mare de 20 m influențează mai mult alegerea schemei de deschidere și mai puțin alegerea tehnologiei de extracție. În cazul deranjamentelor tectonice de mai mică amplitudine, fenomenul are loc invers. Aceste deranjamente influențează, în mod deosebit, alegerea tehnologiei de extracție și au influență neglijabilă asupra alegerii schemei de deschidere.

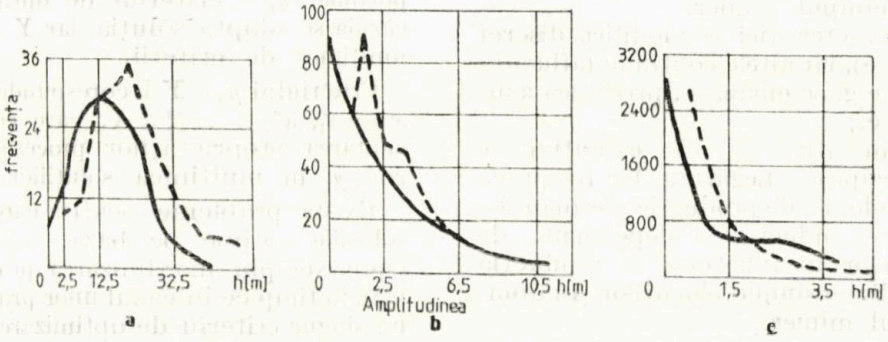


Fig. 1. Curbele de distribuție a deranjamentelor tectonice după amplitudine :
a — explorarea geologică ; *b* — deschiderea și pregătirea zăcămîntului ; *c* — exploatarea zăcămîntului.

Tabelul 2

Factori	Evaluarea influenței deranjamentelor tectonice asupra parametrilor calitativi ai minei			
	schema de deschidere	metoda de pregătire	metoda de exploatare	tehnologia de extracție
Amplitudinea deranjamentului, H, m				
— amplitudine mare ($H > 20$)	7,0	5,8	4,4	2,1
— amplitudine medie ($10 < H \leqslant 20$)	5,0	5,4	3,5	2,7
— amplitudine mică ($1 \leqslant H \leqslant 10$)	2,0	2,7	4,2	5,3
Întinderea deranjamentului, L, m				
— $L > 2000$	7,0	5,2	3,8	3,5
— $1\,000 < L \leqslant 2\,000$	5,8	5,1	2,4	3,7
— $100 \leqslant L \leqslant 1\,000$	1,4	4,0	4,2	5,0
Poziția stratului în zona de deranjare				
— cu înclinare mică	1,8	2,1	2,1	2,6
— cu înclinare medie	3,3	3,5	3,4	4,0
— cu înclinare mare	3,9	6,0	5,3	6,1
Distanța dintre strate				
— strate apropiate	4,5	5,4	6,9	4,1
— stratele nu se subminează și supramin eează.	3,2	4,9	5,0	2,9

Întinderea mare a deranjamentului influențează mai mult schema de deschidere și mai puțin tehnologia de extracție. O dată cu scăderea întinderii deranjamentului are loc creșterea influenței asupra alegerii tehnologiei de extracție și reducerea ei la alegerea schemei de deschidere. În tabel mai este prezentată influența deranjamentelor tectonice asupra parametrilor calitativi ai minei în funcție de înclinarea stratelor și de distanța dintre ele.

Ca rezultat al evaluării experte s-a stabilit că raportul dintre amplitudinea deranjamentului și grosimea stratului, unghiul de întîlnire a deranjamentului cu abatajul și înclinarea planului de dislocare, stabilitatea rocilor și rezistența lor la tăiere în zona deranjamentului tectonic constituie, de asemenea, factori care trebuie luați în considerare la alegerea metodei de exploatare și a mijloacelor de mecanizare a procesului de producție (tab. 3).

Tabelul 3

Factori	Evaluarea influenței deranjamentelor tectonice asupra parametrilor calitativi ai minei					
	metoda de exploatare				mijloace de mecanizare	
	cu stilpi		cu front continuu	cu front scurt		
	pe direcție	pe înclinare			complexe mecanizate	susținere individuală
Raportul dintre amplitudinea și grosimea stratului						
— $H/m > 1$	6,7	6,7	6,3	4,1	7,6	6,1
— $0,5 < H/m \leqslant 1$	4,4	4,3	5,0	3,0	5,6	7,3
— $H/m \leqslant 0,5$	2,2	2,2	4,6	2,5	3,3	3,3
Unghiul de întîlnire a deranjamentului cu abatajul, ψ, grade						
— $20 < \psi \leqslant 70$	2,9	4,6	3,1	2,2	3,4	3,0
— $\psi \leqslant 10$	3,1	3,1	2,4	2,6	3,3	3,2
Înclinarea planului dislocării deranjamentului, γ, grade						
— $70 < \gamma \leqslant 90$	4,2	5,7	4,5	3,8	4,2	3,9
— $20 < \gamma \leqslant 70$	3,9	4,9	4,2	3,4	4,0	3,7
— $\gamma \leqslant 20$	3,6	4,4	4,1	3,3	3,9	2,3
Direcția planului de dislocare						
— spre abataj	3,7	3,9	3,7	3,3	3,8	3,7
— dinspre abataj	3,5	3,6	3,6	3,2	3,6	3,6
Stabilitatea rocilor în zona de deranjare						
— stabile	2,6	2,6	3,0	1,0	2,7	3,6
— instabile	5,3	5,3	5,5	4,9	4,3	4,6
Rezistența la tăiere a rocilor din zona de deranjare, A, kN/cm²						
— $A > 5$	4,8	4,8	3,7	4,8	5,9	5,5
— $3 > A \leqslant 5$	4,2	4,3	3,5	4,3	5,0	4,9
— $A \leqslant 3$	3,7	3,7	3,1	3,9	4,1	4,1

Factorii menționați influențează, în mare măsură, atît metodele de exploatare cu stîlpi lungi, cît și pe cele cu front continuu, în timp ce asupra metodelor de exploatare cu front scurt influența deranjamentelor tectonice este minimă.

O dată cu creșterea raportului dintre amplitudinea deranjamentului și grosimea stratului crește de 2—3 ori gradul de influență a deranjamentului asupra alegerii metodei de exploatare. Zona deranjată va fi mai mică atunci cînd traversarea deranjamentului se va face la un unghi situat sub 20°. Direcția planului de dislocare nu influențează asupra traversării deranjamentului. Un rol important are, de asemenea, stabilitatea rocilor în zona de deranjare. În roci instabile traversarea este mai complicată deoarece impune adoptarea unor măsuri suplimentare, în vederea consolidării rocilor acoperitoare. Evaluările experte arată că în acest caz influența deranjamentelor este mai mare de 2—3 ori decît în cazul rocilor stabile.

Din tabel se mai poate stabili și influența deranjamentelor asupra parametrilor calitativi, în raport cu rezistența la tăiere a rocilor. Astfel, la traversarea deranjamentelor în roci cu rezistență mare la tăiere, influența este mai mare cu 30—40% decît în cazul rocilor mai puțin tari.

IV. Evaluarea pe cale matematică a eficienței soluțiilor de proiectare

Activitatea modernă în domeniul producției industriale și conducerii economice a devenit atît de complexă încît rezolvările tradiționale nu mai sînt suficiente. O mare parte din problemele care se pun în conducerea economică a întreprinderilor sînt probleme de optimizare. Modelarea matematică a acestor probleme face posibilă determinarea soluțiilor optime, contribuind, pe această cale, la creșterea eficienței economice a întreprinderilor.

În cazul problemelor de decizie, optimizarea oricărui indicator economic poate face cazul unui criteriu de decizie; în majoritatea cazurilor se dorește optimizarea după unul sau mai mulți indicatori economici.

În procesul de optimizare a parametrilor minei se găsesc valorile optime ale acestor mărimi, astfel încît funcția-obiectiv să ia valoarea maximă sau minimă.

Dacă funcția-obiectiv $f(x_1, x_2, \ldots, x_n)$ este diferențiabilă pe o mulțime deschisă $E \subset \mathbb{R}^n$, atunci punctele de extrem (maxim sau minim), se află printre punctele staționare ale acestei funcții care, la rîndul lor, se obțin ca soluții ale sistemului:

$$\frac{\partial f}{\partial x_i} = 0, \quad 1 \leqslant i \leqslant n.$$

Dacă funcția f nu are derivate parțiale continue în vecinătatea punctelor staționare, testarea optimalității punctelor staționare devine un obstacol aproape imposibil de trecut cînd numărul variabilelor este mare.

Uneori funcției-obiectiv i se impun m restricții, adică:

$$g_j(x_1, x_2, \ldots, x_n) = 0, \qquad 1 \leqslant j \leqslant m, \quad m < n.$$

În această situație, pentru găsirea punctelor de extrem condiționat trebuie stabilite punctele staționare condiționate din sistemul de ecuații cu $n + m$ necunoscute:

$$\begin{cases} \dfrac{\partial F}{\partial x_i} = 0, & 1 \leqslant i \leqslant n \\ g_j = 0 \ , & 1 \leqslant j \leqslant m \end{cases}$$

unde:

$$F(x_1, x_2, \ldots, x_n, \lambda_1, \lambda_2, \ldots, \lambda_m) =$$

$$= f(x) + \sum_{j=1}^{m} \lambda_j g_j(x),$$

λ fiind multiplicatorii lui Lagrange.

Verificarea optimalității se face cu ajutorul unei forme pătratice în ipoteza că funcțiile f și g_j au derivate parțiale continue de ordinul al doilea în vecinătatea punctelor staționare condiționate.

Evaluarea eficienței soluțiilor de proiectare se face după complexul de indicatori tehnico-economici:

$$Y = \{y_1, y_2, \ldots, y_m\}.$$

Se formează matricea A de indicatori cu dimensiunile $m \times n$, unde m reprezintă numărul de indicatori ce se iau în considerare, iar n numărul soluțiilor de proiectare care se vor evalua:

$$A = \begin{bmatrix} y_{11} & y_{12} \cdots y_{1n} \\ y_{21} & y_{22} \cdots y_{2n} \\ \cdot & \cdot \quad \cdot \quad \cdot \\ y_{m1} & y_{m2} \cdots y_{mn} \end{bmatrix}$$

Metoda propusă necesită parcurgerea următoarelor etape.

1. Ca date de intrare se utilizează indicatorii tehnico-economici ai variantelor de proiectare. În vederea efectuării unei analize exacte, indicatorii tehnico-economici ai minei se împart în 3 complexe: indicatori tehnici de producție, indicatori economici și caracteristici geologico-miniere ale zăcămîntului.

2. Metoda prevede întocmirea unei variante optime de proiect. În această variantă indicatorii care se optimizează prin reducerea mărimii (costul de producție, cheltuieli efectuate, con-

sum de materiale) vor avea valori minime, iar indicatorii care se optimizează prin creşterea mărimii (productivitatea, rentabilitatea)vor avea valori maxime.

3. Pentru că indicatorii se deosebesc prin dimensiune, se prevede reducerea lor la formă adimensională cu ajutorul abaterii relative :

$$\delta_{ij} = \frac{|y_{ik}^{op} - y_{ij}^{c}|}{y_i^{max} + y_i^{min}},$$

unde :

y_{ik}^{op} reprezintă valoarea optimă a indicatorului i;

y_{ij}^{c} — valoarea curentă a indicatorului i în varianta j;

y_i^{max} — valoarea maximă a indicatorului i;

y_i^{min} — valoarea minimă a indicatorului i.

După evaluarea abaterilor relative, modelul matricial al valorilor indicatorilor se înlocuieşte cu modelul matricial al abaterilor relative :

$$\Delta = \begin{bmatrix} \delta_{11} & \delta_{12} \ldots \delta_{1n} \\ \delta_{21} & \delta_{22} \ldots \delta_{2n} \\ \ldots & \ldots \\ \delta_{m1} & \delta_{m2} \ldots \delta_{mn} \end{bmatrix}$$

4. Pentru rezolvarea problemelor în domeniul evaluării integrale a eficienţei variantelor de proiectare, este necesar să se aleagă corect tipul funcţiei sumă K_{int_j}. Se ştie că dacă o mulţime omogenă de mărimi se supune legii normale de distribuţie, atunci drept funcţie sumabilă se poate lua funcţia putere medie. Funcţia suma-

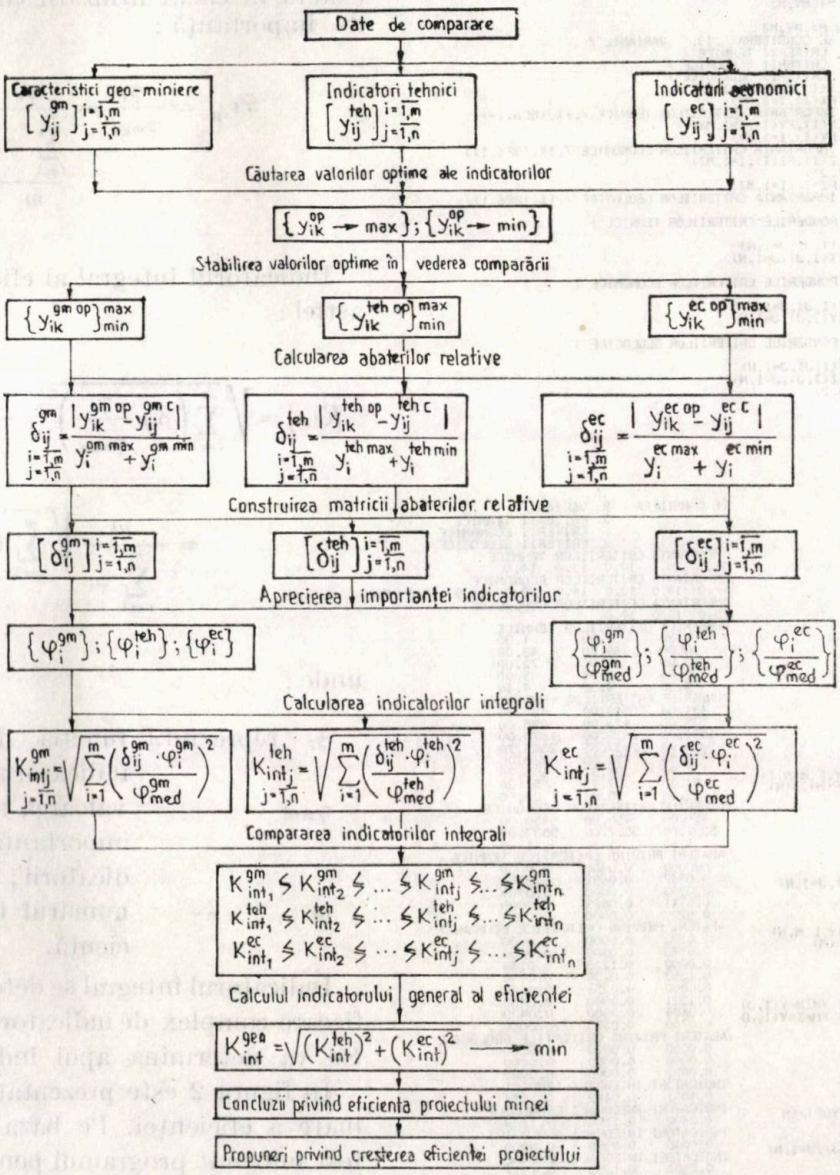


Fig. 2. Algoritm de evaluare a eficienţei proiectului minei.

Anexa 1

```
      PROGRAM PRINC
      DIMENSION X(5,3),Y(8,3),Z(3,3),TX(3),TY(3),TZ(3)
      DIMENSION LX(5),LY(8),LZ(3),FX(5),FY(8),FZ(3)
      CALL CITIRE(N,MX,MY,MZ,,X,Y,Z,LX,LY,LZ,FX,FY,FZ)
      WRITE(4,401)
401   FORMAT(' ',' ABATERI PRIVIND CRITERIILE TEHNICE')
      CALL PONDER(X,LX,MX,N)
      WRITE(4,402)
402   FORMAT(' ',' ABATERI PRIVIND CRITERIILE ECONOMICE')
      CALL PONDER(Y,LY,MY,N)
      WRITE(4,403)
403   FORMAT(' ',' ABATERI PRIVIND CRITERIILE GEOLOGICE')
      CALL PONDER(Z,LZ,MZ,N,TZ)
      WRITE(4,501)
501   FORMAT(' ',' INDICATORI INTEGRALI TEHNICI')
      CALL INDIC(X,FX,MX,N,TX)
      WRITE(4,502)
502   FORMAT(' ',' INDICATORI INTEGRALI ECONOMICI')
      CALL INDIC(Y,FY,MY,N,TY)
      WRITE(4,503)
503   FORMAT(' ',' INDICATORI INTEGRALI GEOLOGICI')
      CALL INDIC(Z,FZ,MZ,N,TZ)
      DO 1 J=1,N
1     TZ(J)=SQRT(TX(J)*TX(J)+TY(J)*TY(J))
      WRITE(4,504) (TZ(J),J=1,N)
504   FORMAT(' ',' INDICATORI INTEGRALI GENERALI'/(8F10.4))
      S=TZ(1)
      I=1
      DO 2 J=2,N
      IF(TZ(J) GE.S) GO TO 2
      S=TZ(J)
      I=J
2     CONTINUE
      WRITE(2,505) I,S
505   FORMAT(' ',' VARIANTA OPTIMA ESTE =',I3,/,
     *      1X,' INDICATORUL ASOCIAT =',F10.4)
      STOP
      END
      SUBROUTINE CITIRE(N,MX,MY,MZ,X,Y,Z,LX,LY,LZ,FX,FY,FZ)
      DIMENSION X(MX,N),Y(MY,N),Z(MZ,N)
      DIMENSION LX(MX),LY(MY),LZ(MZ),FX(MX),FY(MY),FZ(MZ)
      CALL ASSIGN(3,'MODEL.DAT','OLD')
      CALL ASSIGN(4,'MODEL.REZ','NEW')
      READ(3,301) N,MX,MY,MZ
301   FORMAT(4I3)
      WRITE(4,400) N,MX,MY,MZ
400   FORMAT(' ',' SE CONSIDERA ',I3,' VARIANTE'/
     *      16X,I3,' CRITERII TEHNICE'/
     *      16X,I3,' CRITERII ECONOMICE'/
     *      16X,I3,' CRITERII GEOLOGICE')
      READ(3,302) (LX(I),FX(I),I=1,MX)
      WRITE(4,401) (FX(I),I=1,MX)
401   FORMAT(' ',' IMPORTANTA CRITERIILOR TEHNICE'/,1X,(8F6.1))
      READ(3,302) (LY(I),FY(I),I=1,MY)
      WRITE(4,402) (FY(I),I=1,MY)
402   FORMAT(' ',' IMPORTANTA CRITERIILOR ECONOMICE'/,1X,(8F6.1))
      READ(3,302) (LZ(I),FZ(I),I=1,MZ)
302   FORMAT(8(I3,F7.2))
      WRITE(4,403) (FZ(I),I=1,MZ)
403   FORMAT(' ',' IMPORTANTA CRITERIILOR GEOLOGICE'/,1X,(8F6.1))
      WRITE(4,501)
501   FORMAT(' ',' PONDERILE CRITERIILOR TEHNICE')
      DO 1 I=1,MX
      READ(3,303) (X(I,J),J=1,N)
1     WRITE(4,500) (X(I,J),J=1,N)
      WRITE(4,502)
502   FORMAT(' ',' PONDERILE CRITERIILOR ECONOMICE')
      DO 2 I=1,MY
      READ(3,303) (Y(I,J),J=1,N)
2     WRITE(4,500) (Y(I,J),J=1,N)
      WRITE(4,503)
503   FORMAT(' ',' PONDERILE CRITERIILOR GEOLOGICE')
      DO 3 I=1,MZ
      READ(3,303) (Z(I,J),J=1,N)
3     WRITE(4,500) (Z(I,J),J=1,N)
500   FORMAT(1X,8F10.2)
303   FORMAT(8F10.2)
      RETURN
      END
```

```
      FUNCTION FIM(F,M)
      DIMENSION F(M)
      FIM=0.
      DO 1 I=1,M
1     FIM=FIM+F(I)
      FIM=M/FIM
      RETURN
      END
      SUBROUTINE INDIC(Y,F,M,N,T)
      DIMENSION Y(M,N),F(M),T(N)
      F=FIM(F,M)
      DO 2 J=1,N
      S=0.
      DO 1 I=1,M
      U=Y(I,J)*F(I)
1     S=S+U*U
2     T(J)=SQRT(S)*V
      WRITE(4,401) (T(J),J=1,N)
401   FORMAT(1X,8F10.4)
      RETURN
      END
      SUBROUTINE PONDER(Y,L,M,N)
      DIMENSION Y(M,N),L(M)
      DO 6 I=1,M
      YMIN=Y(I,1)
      YMAX=Y(I,1)
      DO 1 J=2,N
      IF(Y(I,J).LT.YMIN) YMIN=Y(I,J)
      IF(Y(I,J).GT.YMAX) YMAX=Y(I,J)
1     CONTINUE
      IF(L(I))2,6,3
2     YOP=YMIN
      GO TO 4
3     YOP=YMAX
4     YM=YMIN+YMAX
      DO 5 J=1,N
5     Y(I,J)=ABS(Y(I,J)-YOP)/YM
6     CONTINUE
      DO 7 I=1,M
7     WRITE(4,401) (Y(I,J),J=1,N)
401   FORMAT(1X,8F10.4)
      RETURN
      END
```

```
SE CONSIDERA   3  VARIANTE
               5  CRITERII TEHNICE
               8  CRITERII ECONOMICE
               3  CRITERII GEOLOGICE
 IMPORTANTA CRITERIILOR TEHNICE
 13.5  10.0  17.0  13.0  14.0
 IMPORTANTA CRITERIILOR ECONOMICE
 19.0  18.0  13.0  14.0  12.0  16.0  15.0  9.(
 IMPORTANTA CRITERIILOR GEOLOGICE
 15.0  18.0  12.0
 PONDERILE CRITERIILOR TEHNICE
    1.30      1.30      1.30
   52.00     49.00     43.00
   64.00     60.00     72.00
    5.80      5.09      5.00
    4.50      4.30      4.40
 PONDERILE CRITERIILOR ECONOMICE
  491.00    510.00    480.00
  575.00    473.00    495.00
 1582.00   2029.00   1670.00
 3242.90   2637.65   2505.70
  717.00    755.00    768.00
  181.30    236.50    205.70
   51.30     57.90     53.20
   27.50     25.80     23.00
 PONDERILE CRITERIILOR GEOLOGICE
  450.00    450.00    450.00
 5537.00   5537.00   5537.00
    1.60      1.60      1.60
 ABATERI PRIVIND CRITERIILE TEHNICE
    0.0000    0.0000    0.0000
    0.0947    0.1232    0.0000
    0.0303    0.0000    0.0909
    0.0741    0.0083    0.0000
    0.0227    0.0000    0.0114
 ABATERI PRIVIND CRITERIILE ECONOMICE
    0.0192    0.0000    0.0303
    0.0973    0.0000    0.0303
    0.0000    0.1238    0.0244
    0.1282    0.0230    0.0000
    0.0000    0.0256    0.0343
    0.1321    0.0000    0.0737
    0.0604    0.0000    0.0430
    0.0700    0.0375    0.0000
 ABATERI PRIVIND CRITERIILE GEOLOGICE
    0.0000    0.0000    0.0000
    0.0000    0.0000    0.0000
    0.0000    0.0000    0.0000
 INDICATORI INTEGRALI TEHNICI
    0.1021    0.0442    0.1071
 INDICATORI INTEGRALI ECONOMICI
    0.2400    0.1175    0.1102
 INDICATORI INTEGRALI GEOLOGICI
    0.0000    0.0000    0.0000
 INDICATORI INTEGRALI GENERALI
    0.2608    0.1255    0.1537
VARIANTA OPTIMA ESTE =  2
INDICATORUL ASOCIAT =    0,1255
```

bilă va avea, în acest caz, forma :

$$K_{int_j} = \sqrt{\sum_{i=1}^{m} (\delta_{ij})^2} \to \min ; \quad j = 1,2,\ldots,n.$$

Prin urmare, indicatorul integral al eficienței variantei de proiectare reprezintă mărimea sumabilă a abaterilor relative după toți indicatorii. Cu cît este mai mică această abatere, cu atît este mai eficient proiectul. Creșterea abaterii relative reflectă înrăutățirea calității, atît pentru prima grupă de criterii ($y_i^{0p} \to \min$), cît și pentru a doua ($y_i^{0p} \to \max$).

5. Pentru evaluarea cantitativă a importanței indicatorilor se aplică metoda evaluării experte. Importanța indicatorilor a fost evaluată în intervalul 0—20.

Evaluarea importanței indicatorilor este mai exactă în cazul utilizării coeficienților specifici de importanță :

$$\varphi_{i_{sp}} = \frac{\varphi_i}{\varphi_{med}} = \frac{\varphi_i}{\dfrac{\sum_{i=1}^{m} \varphi_i}{m}} = \frac{m \cdot \varphi_i}{\sum_{i=1}^{m} \varphi_i}.$$

Indicatorul integral al eficienței se va calcula astfel :

$$K_{int_j} = \sqrt{\sum_{i=1}^{m} \left(\delta_{ij} \frac{\varphi_i}{\varphi_{med}} \right)^2} = \frac{1}{\varphi_{med}} \sqrt{\sum_{i=1}^{m} (\delta_{ij} \varphi_i)^2} =$$

$$= \frac{m}{\sum_{i=1}^{m} \varphi_i} \sqrt{\sum_{i=1}^{m} (\delta_{ij} \varphi_j)^2},$$

unde :

- φ_i reprezintă funcția de importanță a indicatorului i ;
- φ_{med} — valoarea medie a funcției de importanță după toți indicatorii ;
- m — numărul indicatorilor de eficiență.

Indicatorul integral se determină separat după fiecare complex de indicatori tehnico-economici. Se va determina apoi indicatorul general.

În figura 2 este prezentat algoritmul de evaluare a eficienței. Pe baza acestui algoritm a fost întocmit programul pentru calculator, redat în anexa 1.

Concluzii

Informaţia geologică oportună şi sigură reprezintă condiţia de bază a exploatării eficiente a zăcămîntului. Modificările factorilor geologico-minieri ai cîmpului minier explorat sînt aleatoare şi, în consecinţă, trebuie să se determine intervalul maxim de discretizare. Precizia cu care sînt apreciaţi factorii geologico-minieri caracterizează gradul de siguranţă al informaţiei geologice.

Datorită posibilităţilor limitate ale mijloacelor tehnice şi metodelor de exploatare utilizate, fie rămîn nedescoperiţi anumiţi factori geologico-minieri, fie nu se stabilesc precis intervalele de modificare a lor. Din această cauză, la proiectarea minelor încă nu se ţine seama, într-o măsură suficientă, de influenţa unor factori geologico-minieri cum sînt : deranjamentele tectonice de mică amplitudine, hipsometria complexă a stratului, proprietăţile fizico-mecanice ale rocilor din intercalaţii, probabilitatea erupţiilor instantanee de cărbune şi gaze.

Rezultatele cercetărilor efectuate pînă în prezent indică necesitatea luării în considerare a influenţei tuturor factorilor geologico-minieri în alegerea schemei tehnologice şi a parametrilor minei (schema de deschidere, de pregătire a cîmpului minier, metoda de exploatare, schema de aeraj, de transport, evacuarea apelor, aprovizionarea cu energie).

Bibliografie

[1] Bezrukova, L. G., Malkin, A. S. *Ekonomiceskaia otenka reşenii pri proektirovanii i razvitii şaht.* Izdatelstvo Nedra, Moskva, 1979.

[2] Covaci, Şt. *Exploatări miniere subterane.* Vol. I, Ed. didactică şi pedagogică, Bucureşti, 1983.

[3] Georgescu, M. *Optimizarea metodelor de exploatare în subteran a zăcămintelor nemetalifere.* Ed. tehnică, Bucureşti, 1986.

[4] Hodjaev, R. S. *Povişenie effektivnosti razrabotki mestorojdenii uglia so slojnimi gorno-gheologhiceskimi usloviami.* Ugoli, nr. 7, 1983.

[5] Simionescu, A., Dijmărescu, I. *Organizarea şi conducerea activităţii miniere.* Ed. tehnică, Bucureşti, 1985.

[6] Simionescu, A. *Modelarea matematică în proiectarea minelor.* Litografia Institutului de Mine Petroşani, 1980.

Model matematic pentru rezolvarea unor litigii dintre exploatările miniere şi uzina de preparare privind calitatea utilului

Prof. dr. W. Kees
Institutul de Mine Petroşani

În scopul realizării planului de producţie, orice uzină de preparare stabileşte cu exploatările miniere, care reprezintă principalii săi furnizori de materie primă (cărbune, minereu), condiţiile contractuale de colaborare privind calitatea şi cantitatea utilului livrat.

Nerespectarea, din anumite cauze, de către exploatările miniere a parametrilor de calitate a utilului livrat afectează valoric activitatea uzinei de preparare. Prejudiciul adus uzinei de preparare, exprimat printr-o anumită sumă de bani, este normal să fie suportat de către exploatările miniere care au încălcat condiţiile contractuale stabilite.

Pentru rezolvarea acestei situaţii litigioase, uzina de preparare trebuie să stabilească, în funcţie de cantitatea şi calitatea utilului livrat, penalizările corespunzătoare fiecărei exploatări miniere. În cele ce urmează vom da un asemenea model probabilistic de stabilire a penalizărilor, bazat pe formula probabilităţilor cauzelor.

Fie M_i $(i = \overline{1,n})$ exploatările miniere care furnizează utilul necesar uzinei de preparare U cu un anumit procent de steril stabilit ($c\%$). Astfel, să presupunem că minele M_1, $M_2, \ldots, M_n$ trimit uzinei de preparare respectiv următoarele cantităţi de util : m_1(tone),..., m_n(tone).

Din verificările statistice efectuate privind calitatea utilului livrat se constată că în proporţie de $c_1\%$, $c_2\%, \ldots, c_n\%$ cantităţile livrate de cele n mine nu corespund procentului c de steril stabilit.

O cantitate de cărbune m (tone) în valoare de S lei primită de la cele n mine depăşeşte procentul de steril stabilit. În vederea determinării sumelor $S_1, \ldots, S_n$ $\left(S = \sum_{i=1}^{n} S_i\right)$ cu care trebuie penalizate minele $M_1, \ldots, M_n$ în ipoteza că nu se ştie de la ce exploatări miniere au provenit cantităţile m_1^*, $m_2^*, \ldots, m_n^*$ $\left(m = \sum_{i=1}^{n} m_i^* < \sum_{i=1}^{n} m_i\right)$ de cărbune cu steril peste limita stabilită c, propunem un model matematic.

Pentru obţinerea modelului matematic al problemei formulate, vom considera următoarele evenimente.

1. Notăm cu E_i evenimentul ca utilul să fie de la mina $M_i (i = \overline{1,n})$.

2. X reprezintă evenimentul : utilul este cu steril peste limita stabilită c, %.

În legătură cu cele două evenimente, putem considera următoarele evenimente dependente.

3. X/E_i : utilul cu steril peste procentul stabilit $c\%$ provine de la mina M_i.

Probabilitatea de realizare a acestui eveniment se va nota cu $P_{E_i}(X)$ $(i = \overline{1, n})$.

4. E_i/X : utilul care provine de la mina M_i este un steril peste limita admisă $c\,\%$.

Probabilitatea corespunzătoare este : $P_X(E_i)$.

Observăm că sistemul de evenimente independente $(E_1, E_2, \ldots, E_n) = F$ reprezintă un sistem complet de evenimente deoarece două cîte două sînt incompatibile $(E_i \cap E_j = \emptyset,$ $i \neq j$; $i, j = \overline{1,n})$ și reuniunea lor $\bigcup_{i=1}^{n} E_i$ ne dă evenimentul sigur $E \left(P(E) = \sum_{i=1}^{n} P(E_i) = 1 \right)$.

Cîmpul de evenimente care se formează se obține prin reuniunea de evenimente elementare $E_i (i = \overline{1,n})$. Obținem toate evenimentele cîmpului $\mathcal{F}$ considerînd reuniuni de evenimente $E_i (i = \overline{1, n})$, luate cîte $1,2,\ldots,n$ al căror număr total va fi :

$$2^n = \sum_{k=0}^{n} c_n^k .$$

În consecință, cîmpul de evenimente $\mathcal{F}$ este un cîmp finit.

Evident că sumele S_i de bani cu care vor fi penalizate minele $M_i (i = \overline{1,n})$ trebuie să fie proporționale cu probabilitățile $p_i = P_X(E_i)$ pentru ca utilul cu steril peste limita stabilită $c\%$ să fie de la mina $M_i (i = \overline{1,n})$. Calculul acestor probabilități se realizează utilizîndu-se formula probabilității producerii simultane a evenimentelor dependente E_i și X. Avem astfel :

$$P(E_i \cap X) = P_{E_i}(X) \cdot P(E_i) = P_X(E_i) P(X). \quad (1)$$

De aici rezultă :

$$p_i = P_X(E_i) = \frac{P(E_i) P_{E_i}(X)}{P(X)}. \quad (2)$$

În ce privește probabilitățile $P(E_i)$ și $P_{E_i}(X)$ ce figurează în formula (2), acestea se determină din datele problemei. Astfel $P(E_i)$ reprezintă probabilitatea ca utilul E_i să fie de la mina M_i și are expresia :

$$P(E_i) = \frac{m_i}{m_1 + m_2 + \ldots + m_n} (i = \overline{1,n}). \quad (3)$$

$P_{E_i}(X)$, care reprezintă probabilitatea ca utilul cu steril peste limita admisă $c\%$ să fie de la mina M_i, are expresia :

$$P_{E_i}(X) = \frac{c_i}{100} (i = \overline{1,n}). \quad (4)$$

Într-adevăr, c_i reprezintă indicele de calitate al utilului și exprimă, în procente, cît din cantitatea m_i (tone) depășește procentul c de steril stabilit. Deci din m_i tone de util, livrat de mina M_i, cantitatea $\frac{c_i m_i}{100}$ (tone) $=$ $= m_i^{**}$ depășește procentul c de steril stabilit. În consecință, probabilitatea de realizare a evenimentului X/E_i este :

$$P_{E_i}(X) = \frac{c_i m_i / 100}{m_i} = \frac{c_i}{100} (i = \overline{1,n}).$$

Pentru calculul probabilității $P(X)$, corespunzătoare evenimentului X, utilul este cu steril peste limita stabilită $c\%$; observăm că evenimentul X se realizează astfel :

(E_i și X) sau (E_2 și X) sau (E_n și X) adică :

$$X = \bigcup_{i=1}^{n} (E_i \cap X).$$

Deoarece evenimentele $E_i \cap X$ sînt incompatibile două cîte două, avem :

$$P(X) = \sum_{i=1}^{n} P(E_i \cap X) = \sum_{i=1}^{n} P(E_i) P_{E_i}(X). \quad (5)$$

Ținînd seama de relațiile (3) și (4), formula precedentă devine :

$$P(X) = \sum_{i=1}^{n} \frac{m_i}{m_1 + \ldots + m_n} \cdot \frac{c_i}{100} =$$

$$= \frac{1}{100} \cdot \frac{\sum_{i=1}^{n} m_i c_i}{m_1 + \ldots + m_n}. \quad (6)$$

Substituind în relația (2) obținem, pentru probabilitățile $p_i = P_X(E_i)$ a evenimentelor condiționate X/E_i, expresia :

$$p_i = P_X(E_i) = \frac{m_i c_i}{\sum_{i=1}^{n} m_i c_i}.$$

Sumele S_i $(i = \overline{1, n})$, $\sum_{i=1}^{n} S_i = S$, cu care trebuie penalizate minele $M_i (i = \overline{1,n})$ fiind proporționale cu probabilitățile p_i date de relația (7), vor satisface ecuațiile :

$$\frac{S_1}{p_1} = \frac{S_2}{p_2} = \ldots = \frac{S_n}{p_n} = \frac{\sum_{i=1}^{n} S_i}{\sum_{i=1}^{n} p_i} = \frac{S}{1},$$

de unde obținem:

$$S_i = p_i S = \frac{m_i c_i S}{\sum_{i=1}^{n} m_i c_i}; \quad i = \overline{1,n}. \tag{8}$$

Evident, deoarece $\sum_{i=1}^{n} p_i = 1$, avem $\sum_{i=1}^{n} S_i = \sum_{i=1}^{n} S p_i = S$.

Exemplu. Să considerăm cinci exploatări miniere care livrează unei uzine de preparare următoarele cantități de util:

$m_1 = 4\,000$ t; $m_2 = 7\,000$ t; $m_3 = 3\,200$ t; $m_4 = 4\,400$ t; $m_5 = 5\,700$ t.

Admitem că în proporție de $c_i\%$ din cantitățile livrate de util nu corespund procentului c de steril stabilit:

$c_1 = 1{,}5\%$; $c_2 = 2\%$; $c_3 = 3{,}7\%$; $c_4 = 5\%$; $c_5 = 6{,}5\%$.

Fie $S = 800\,000$ lei valoarea cantităților de util care depășește procentul c de steril stabilit. Conform modelului matematic propus urmează să se determine sumele S_i de penalizare a celor cinci exploatări miniere, în situația cînd nu se cunosc minele de la care au provenit cantitățile de util cu steril peste limita admisă.

Utilizînd formula (8), obținem:

$$S_1 = \frac{m_1 c_1 S}{\sum_{i=1}^{n} m_i c_i} = 52\,810{,}40; \quad S_2 = 123\,225{,}60;$$

$S_3 = 104\,213{,}60$; $S_4 = 193\,640$; $S_5 = 326\,108$;

$S_1 + S_2 + S_3 + S_4 + S_5 = 800\,000$ lei.

Bibliografie

[1] Kecs, W. *Complemente de matematici cu aplicații în tehnică*. Ed. tehnică, București, 1981.

[2] Rijov, P. A. *Matematiceskaia statistika v gornom dele*. Moscova, 1973.

[3] Zorilescu, D. *Modele operaționale ale problemelor miniere*. Ed. tehnică, București 1981.

Aplicarea spectroscopiei RES în cercetarea geochimică petrolieră (I)

Dr. chim. **Aurelia Meghea**
Institutul Politehnic București
Ing. **I. Peleanu**
PETROMAR Constanța

I. Introducere

Descoperit în anul 1944 de către Zavoiski, fenomenul rezonanței paramagnetice electronice sau rezonanța electronică de spin (RES) se observă în substanțe paramagnetice, care posedă unul sau mai mulți electroni impari, cum este cazul combinațiilor elementelor tranziționale, radicalilor liberi, centrilor de culoare, defectelor de rețea etc. Perfecționarea aparatului teoretic și experimental de studiu RES a determinat în ultimii 25 de ani o puternică diversificare și extindere a posibilităților de aplicare a acestei metode în variate domenii ale fizicii, chimiei, biologiei, geologiei etc., contribuind la rezolvarea unor probleme de mare însemnătate teoretică și practică.

Referindu-ne în această lucrare numai la aspectele RES legate de cercetarea geochimică, primele studii, efectuate pe cărbuni naturali, care au stabilit existența unei cantități apreciabile de radicali liberi, aparțin la trei grupuri de cercetători și apar practic simultan: Ingram și colab. (1954) în Anglia, Uebersfeld și colab. (1954) în Franța și Winslow și colab. (1955) în S.U.A.

Gutowsky (1958), Saraceno (1961) și Vdovîkin (1967) au observat și studiat semnalele RES în petrol brut. Depireux, Duchesne și Van der Kaa au observat spectrele RES în pteridofite și lepidofite fosile (1959), precum și într-o serie de cărbuni și turbe (1961).

Primele studii RES privind lignina, acizii humici și alți componenți organici din rocile sedimentare se datoresc lui Rex (1960), Steelink (1962; 1964) și Radionova și colab. (1967). Un pas important în utilizarea spectroscopiei RES în prospecțiunea geochimică petrolieră a fost făcut prin cercetările inițiate de Marchand, Libert și Combaz (1968, 1969), Tissot (1969), Durand și Espitalié (1973) în Franța, care au studiat în detaliu structura și diageneza kerogenului. Hwang și Pusey (1973), folosind densitatea de spin, au brevetat o metodă pentru aprecierea paleotemperaturii și maturității componentei organice din rocile sedimentare.

Studii RES privind distribuția ionilor tranziționali în mineralele argiloase au fost inițiate de Angel și Hall (1972) și dezvoltate în țara noastră, pentru montmorilloniți și caoliniți de către Crăciun (1985) și Meghea (1987). Grün (1985) prezintă o sinteză privind utilizarea spectroscopiei RES în datarea geologică.

Deși a trecut un interval relativ scurt de timp de la descoperirea și aplicarea tehnicii RES, au apărut numeroase monografii și studii privind atît tratarea teoretică a fenomenelor, cît și diferitele domenii de aplicare. În literatura românească, prima carte de referință apare în anul 1965 (Ursu I.), scrisă din perspectiva fizicianului, iar în anul 1967 apare o monografie privind aplicarea RES în chimie și biologie.

În domeniul geochimiei petrolului, prima semnalare privind posibilitatea utilizării tehnicii RES aparține lui Balteș (1981).

II. Rezonanța electronică de spin

1. *Principiul metodei*

Studiul experimental al rezonanței electronice de spin constă în punerea în evidență și determinarea variațiilor de susceptibilitate magnetică de înaltă frecvență a unei substanțe paramagnetice aflată într-un cîmp magnetic static.

Într-o probă paramagnetică, în absența oricărui cîmp exterior, toți spinii și momentele magnetice ale electronilor impari au o orientare haotică și aceeași energie E_0. Dacă proba este situată într-un cîmp magnetic static, de inducție B (efect Zeeman), spinii și momentele magnetice ale electronilor se vor orienta fie paralel, fie antiparalel cîmpului aplicat (fig. 1). Orientările intermediare sînt interzise, întrucît numărul cuantic al spinului electronic poate lua numai două valori: $S = \pm 1/2$.

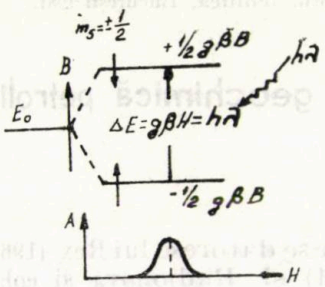


Fig. 1. Tranziția RES — fenomenul de rezonanță.

Electronii cu momentul magnetic orientat paralel cu cîmpul exterior vor avea o energie cu $1/2\ g\beta B$ mai mică, iar cei cu momentul magnetic orientat antiparalel cu $1/2\ g\beta B$ mai mare decît energia electronului în absența cîmpului. S-au folosit următoarele notații consacrate:

g — factorul de scindare spectroscopică;

$\beta = \dfrac{eh}{4\pi mc}$ — magnetonul Bohr (e — sarcina electronului);

B — inducția cîmpului magnetic.

Dacă în acest sistem se aplică și un cîmp magnetic de înaltă frecvență ν, perpendicular pe direcția cîmpului magnetic static de inducție B, și dacă este îndeplinită condiția de rezonanță:

$$h\nu = \Delta E = g\beta B, \tag{1}$$

o parte din electronii de pe nivelul cu energie mai mică vor absorbi energie din cîmpul de radiofrecvență, trecînd pe nivelul superior.

Raportul dintre numărul electronilor de pe nivelul superior n_1 și de pe cel inferior n_2 este dat de legea de distribuție Maxwell-Boltzmann:

$$\frac{n_1}{n_2} = exp\left(-\frac{\Delta E}{kT}\right), \tag{2}$$

unde:

k este constanta lui Boltzmann;

T — temperatura absolută.

Acest raport este subunitar, indicînd faptul că populația nivelului energetic inferior este mai mare decît cea de pe nivelul superior. Rezultă de aici că, dacă absorbția de rezonanță se produce continuu, emisia nu poate avea loc prin interacțiune cu radiația exterioară, ci printr-un alt mecanism, care permite electronului să cedeze energia și să treacă de pe nivelul superior pe cel inferior. În caz contrar, n_1 și n_2 s-ar egala repede și s-ar opri absorbția în continuare a energiei. Procesele care permit cedarea energiei electronilor se numesc r e l a x ă r i. Cedarea energiei spinilor prin vibrațiile termice ale rețelei corpului solid se numește i n t e r a c ț i u n e s p i n - r e ț e a, iar cea care are loc prin interacțiunea între spinii electronici sau între cei electronici și cei nucleari se numește i n t e r a c ț i u n e s p i n - s p i n.

Procesele de relaxare determină lărgirea și f o r m a liniei RES și ele se măsoară prin t i m p u l d e r e l a x a r e, timp după care excesul inițial de energie obținută de spini se micșorează de e ori.

2. *Hamiltonianul de spin*

Scindarea nivelelor energetice ale electronilor impari poate fi studiată cu ajutorul operatorului energiei — hamiltonianul efectiv, care ține seama de toate interacțiunile centrului paramagnetic cu cîmpurile magnetice și electrice înconjurătoare. În forma cea mai generală, hamiltonianul efectiv poate fi scris astfel:

$$H_e = H_0 + H_V + H_{LS} + H_{SS} + H_Z + H_{HF} + H_Q + H_N, \tag{3}$$

unde termenii sînt scriși în ordinea scăderii energiei de interacțiune și au următoarele semnificații:

H_0 este hamiltonianul efectiv al ionului liber;

H_{LS} descrie interacțiunea dintre momentele magnetice orbitale L și cele de spin S ale electronilor;

H_V redă interacțiunea cu cîmpul electric cristalin de o geometrie dată;

H_{SS} reprezintă interacțiunea spin-spin interelectronică;

H_Z — interacțiunea Zeeman a electronului impar cu cîmpul magnetic exterior, care determină scindarea nivelelor energetice în cadrul fenomenelor RES;

H_{HF} — interacțiunea hiperfină dintre momentul magnetic al spinului electronic și momentul magnetic al spinului nuclear (I), conducînd la o scindare suplimentară a absorbției de rezonanță în $2I + 1$ componente de structură hiperfină;

H_Q — interacțiunea nucleară cuadrupolară, pentru nuclee cu spin $I \geqslant 1$;

H_N — termenul Zeeman nuclear, adică interacțiunea dintre cîmpul magnetic exterior și momentul magnetic nuclear, importantă în rezonanța magnetică nucleară *NMR*.

Interacțiunea cu cîmpul magnetic exterior ridică complet degenerarea nivelelor după spin, care poate fi descrisă cu ajutorul unui hamiltonian de spin H_S. Expresia hamiltonianului de spin poate fi calculată pornind de la expresia hamiltonianului efectiv al centrului paramagnetic, considerînd starea fundamentală de singlet orbital ($L = 0$).

Hamiltonianul efectiv se integrează după variabilele spațiale, variabilele de spin continuînd să rămînă sub formă de operatori. Folosind teoria perturbațiilor de ordinul I și II, în care se consideră toți termenii, începînd cu interacțiunea spin-orbită, ca perturbații ale termenului ionului liber, se obține, pentru hamiltonianul de spin, expresia:

$$H_S = \beta \sum_{i=1}^{3} \sum_{j<i} S_i g_{ij} B_j + \sum_{i=1}^{3} \sum_{j<i} S_i D_{ij} S_j + \\ + \sum_{i=1}^{3} \sum_{j<i} S_i A_{ij} I_j + \sum_{i=1}^{3} \sum_{j<i} I_i Q_{ij} I_j - \\ - \sum_{i=1}^{3} \sum_{j<i} B_i (\gamma\beta + R_{ij}) I_j, \qquad (4)$$

unde termenii reprezintă succesiv: despicarea Zeeman electronic, structura fină (pentru $S \geqslant 1$), structura hiperfină, de cuadrupol nuclear și termenul hiperfin nuclear.

Hamiltonianul de spin depinde numai de variabilele spinului electronic S_i și nuclear I_i și conține o serie de coeficienți care sînt, de fapt, mărimi tensoriale. Dacă simetria locală a centrului paramagnetic este înaltă (ca în cazul sistemelor cristaline), se poate găsi un sistem de referință în raport cu axele de simetrie ale cîmpului cristalin sau ale cîmpului magnetic exterior, în care tensorii din expresia H_S să fie diagonali. Aceasta atrage după sine o simplificare importantă a expresiei H_S.

Astfel, pentru o simetrie axială (față de axa *Oz*), H_S devine pentru un centru paramagnetic cu spinul efectiv $S > 1/2$ (deci cu mai mulți electroni impari):

$$H_S = \beta [g_\perp (S_x B_x + S_y B_y) + g_{||} S_z B_z] + \\ + D S_z^2 + A_\perp (S_x I_x + S_y I_y) + A_{||} S_z I_z + Q I_z^2 - \\ - R_\perp (I_x B_x + I_y B_y) - R_{||} I_z B_z, \qquad (5)$$

unde se pun în evidență parametrii anizotropi, paralel și perpendicular pe direcția cîmpului magnetic exterior.

Pentru spinul efectiv $S = 1/2$ (un singur electron impar), elementele de matrice ale operatorului S_z^2, între stările $m_s = +1/2$ și $-1/2$, sînt nule și dispare termenul de structură fină DS_z^2.

Trecerea de la simetria axială la simetria ortorombică mărește numărul parametrilor din expresia H_S, dar forma generală rămîne aceeași:

$$H_S = \beta [g_x S_x B_x + g_y S_y B_y + g_z S_z B_z] + D S_z^2 + \\ + E(S_x^2 - S_y^2) + A_x S_x I_x + A_y S_y I_y + A_z S_z I_z + \\ + Q\left[I_z^2 + \frac{I}{3}(I+1) \right] + Q(I_x^2 - I_y^2) + \\ + R_x I_x B_x + R_y I_y B_y - R_z I_z B_z. \qquad (6)$$

3. *Parametrii spectrelor RES*

Principalii parametri ai spectrelor RES sînt:
- factorul de scindare spectroscopică, g;
- intensitatea absorbției;
- lărgimea liniei de rezonanță;
- forma liniei;
- scindarea liniilor (fină și hiperfină).

Factorul g dă informații asupra aportului momentelor magnetice orbitale și de spin la valoarea momentului magnetic total al electronului, indicînd gradul de localizare al electronilor impari care provoacă absorbția RES. Astfel, ionul V^{5+} din $VOCl_2$ în HCl concentrat are factorul g =1,968, pentru Ni^{2+} în AgBr $g = 2{,}20$, pentru Fe^{3+} în sticlă $g = 4{,}27$ etc. Radicalii liberi au factorul g între 2,003 și 2,006. Pe măsură ce gradul de delocalizare a electronului impar crește, în sisteme aromatice cu conjugare extinsă, factorul g se apropie de valoarea corespunzătoare electronului liber: $g = 2{,}0023$.

Factorul g caracterizează astfel calitativ o probă paramagnetică, indicînd practic poziția în cîmpul magnetic a absorbției de rezonanță maximă $\left(g = \frac{h\nu}{\beta H} = 0{,}71449 \frac{\nu(\mathrm{MHz})}{H(\mathrm{G})} \right)$.

Pentru substanțe cristaline, factorul g este o mărime tensorială (g_x, g_y, g_z), așa cum s-a indicat în expresia hamiltonianului de spin, și poate da informații asupra simetriei cîmpurilor locale care acționează asupra electronului cu spin neîmperecheat.

Intensitatea absorbției, adică intensitatea integrală a liniei, este dată de aria de sub linia de absorbție și permite să se determine numărul de electroni neîmperecheați din proba studiată.

Spre deosebire de spectroscopia optică, în care se înregistrează intensitatea absorbției sau transmisia luminii în funcție de lungimea de undă sau frecvența radiației absorbite sau emise, în spectroscopia RES, considerente de ordin tehnic și economic nu permit variația

continuă a frecvenței radiației de microunde (frecvența klystronului este fixă, situată de obicei în banda $X = 9{,}0-9{,}5$ GHz). Conform condiției de rezonanță (1), în locul frecvenței este variată intensitatea cîmpului magnetic H (de inducție B). În felul acesta spectrele RES vor indica variația absorbției de rezonanță în funcție de intensitatea cîmpului magnetic static baleat (fig. 2*a*).

Pentru creșterea sensibilității metodei, spectrometrele RES folosesc un sistem de modulare magnetică ce permite înregistrarea directă

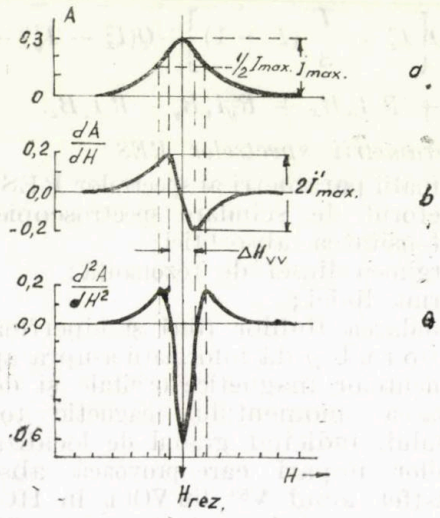


Fig. 2. Linia RES: *a* — spectrul de absorbție; *b* — derivata întîi; *c* — derivata a doua.

a derivatei întîi a spectrului în funcție de cîmp (fig. 2*b*). În felul acesta, centrul liniei corespunzător maximului absorbției se găsește la intersecția curbei derivate cu abscisa, iar lărgimea liniei, la semiînălțime corespunzătoare distanței dintre punctele de inflexiune pe curba absorbției, devine egală cu distanța vîrf-la-vîrf pe curba derivată. Pentru spectre mai slab rezolvate se poate înregistra și derivata a doua (fig. 2*c*), al cărei vîrf are aceeași poziție cu maximul absorbției curbei inițiale.

Întrucît pentru determinarea intensității unei linii este necesară integrarea curbei de absorbție, în cazul înregistrării curbei derivate este necesară o dublă integrare. Acest procedeu este greoi, dar se poate ține seama că amplitudinea vîrf-la-vîrf ($v-v$) a liniei derivate este proporțională cu intensitatea absorbției. Se poate calcula atunci o intensitate relativă:

$$A = I'_0(\Delta H_{vv})^2, \tag{7}$$

unde:

I'_0 este amplitudinea derivatei $v-v$;

ΔH_{vv} — lărgimea liniei derivate $v-v$.

Pentru calculul numărului de spini impari N_S din proba paramagnetică, se ține seama de proporționalitatea acestuia cu intensitatea integrală a absorbției RES:

$$N_S = a\int_{-\infty}^{+\infty} I(H)\ dH, \tag{8}$$

unde:

a este o constantă care depinde de parametrii instalației;

$I(H)$ — funcția care descrie forma liniei RES.

Forma liniilor RES este descrisă, de obicei, prin comparare cu două tipuri de funcții: lorentziană și gaussiană — caracterizate prin următoarele expresii analitice:

• lorentziană:

$$y = \frac{a}{1 + bx^2}; \tag{9}$$

• gaussiană:

$$y = a\ exp(-bx^2), \tag{10}$$

reprezentate comparativ în figura 3.

Transcrierea acestor relații în variabilele specifice fenomenului RES conduce, pentru o curbă gaussiană, la:

$$I^G = I_0^G\ exp\left(-\frac{(H - H_0)^2}{\Delta H_G^2}\right), \tag{11}$$

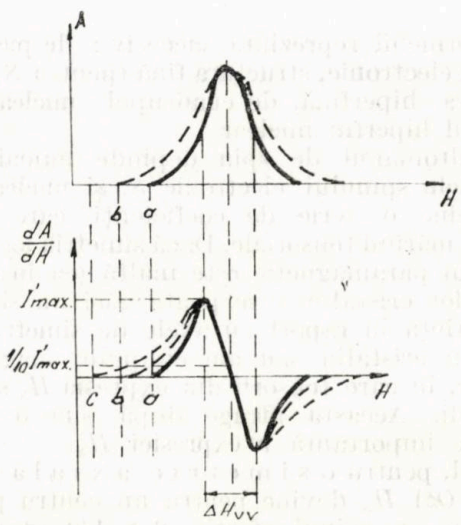


Fig. 3. Forme generale ale liniei RES: *a* — gaussiană; *b* — lorentziană; *c* — hiperlorentziană.

unde $\Delta H_G = \dfrac{1}{2\ \ln 2}\Delta H_{1/2} \cong 0{,}6\ \Delta H_{1/2}$,

iar pentru o curbă lorentziană:

$$I^L = I_0^L\left(1 + \frac{(H - H_0)^2}{\Delta H_L^2}\right), \tag{12}$$

unde $\Delta H_L = 0{,}5\ \Delta H_{1/2}$.

Cu aceste relații se poate calcula integrala (8) și se obțin valorile absolute:

$$N_G = 0{,}6\sqrt{\pi}\, aI_0^G \Delta H_{1/2}, \qquad (13)$$

$$N_L = 0{,}5\ \pi a I_0^L\ \Delta H_{1/2}. \qquad (14)$$

Calculul valorii absolute a concentrației de spini impari necesită cunoașterea riguroasă a formei liniei, folosind metoda integrării numerice sau integratoare electronice.

Mai accesibilă este determinarea relativă a numărului de electroni neîmperecheați N_x, prin comparație cu concentrația cunoscută a electronilor impari dintr-o probă etalon N_e, dacă forma liniei pentru probele care se compară este descrisă de aceleași legi:

$$\frac{N_e}{N_x} = \left(\frac{g_x}{g_e}\right)^2 \frac{(\Delta H_{1/2})_e}{(\Delta H_{1/2})_x} \frac{\Delta V)_e}{\Delta V_x}, \qquad (15)$$

unde ΔV este variația tensiunii pe detector

O altă metodă pentru măsurarea relativă se bazează pe folosirea relațiilor (13) și (14) pentru proba-etalon și pentru proba de concentrație necunoscută.

Pe baza numărului de spini impari N_S se poate calcula susceptibilitatea paramagnetică pe baza relației Curie:

$$\chi_p = \frac{N_S \beta^2}{kT}. \qquad (16)$$

Înlocuind valorile constantelor, la temperatura $T = 296$ K, se obține relația de calcul:

$$N_S = 5{,}75 \cdot 10^{26} \chi_p. \qquad (17)$$

Pentru probe paramagnetice de tipul cărbunelui, produse de pirogenare, kerogen, s-a propus drept etalon un cocs de zaharoză obținut la 400°C pentru care $N_S = 6 \cdot 10^{19}$ centri/g.

S-au prezentat succint parametrii unui spectru RES format dintr-o singură linie datorată interacțiunii Zeeman între momentul magnetic de spin al electronului impar și intensitatea cîmpului magnetic exterior. Spectrele RES experimentale sînt mult mai complicate, fiind formate dintr-un număr variabil de linii izotrope sau anizotrope, indicînd interacțiuni suplimentare cu cîmpurile electrice și magnetice exterioare.

Foarte multe din substanțele studiate prin RES se află în stare cristalină. Un centru paramagnetic aflat într-un cristal este supus acțiunii ionilor sau moleculelor înconjurătoare care determină un cîmp electrostatic cristalin de o anumită geometrie.

Parametrii hamiltonianului de spin pot fi calculați pe baza relațiilor (5) și (6) din dependența unghiulară a diverselor linii ce intră în componența spectrului RES al probei paramagnetice sub formă de monocristal. Pentru probe sub formă de pudră policristalină, analiza funcției de formă a liniei a condus la spectre RES calculate, de forme caracteristice pentru simetria axială, $g_x = g_y = g_\perp$; $g_z = g_\parallel$ (fig. 4*a*) și pentru simetrie rombică, g_x diferit de g_y, diferit de g_z (fig. 4*b*).

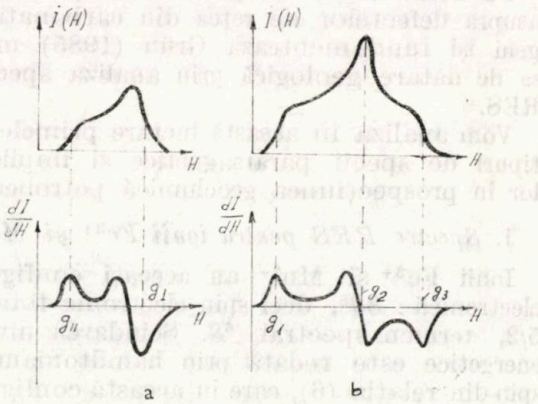


Fig. 4. Forma liniei RES în probe sub formă de pudră poli cristalină: *a* — distorsiune axială; *b* — distorsiune rombică

Scindarea fină are loc sub acțiunea cîmpului cristalin în cazul sistemelor cu mai mulți electroni impari, deci spinul total $S \geqslant 1$. De exemplu, pentru ionul Cr^{3+} (configurație electronică $3d^3$) cu spinul efectiv $S = 3/2$, în combinații diluate magnetic, sub formă de pudră policristalină, se obțin spectre RES ca în figura 5, din care se pot calcula parametrii de structură fină:

D — pentru distorsiunea axială;

E — pentru distorsiunea rombică.

Scindarea hiperfină apare în urma interacțiunii de tip dipol magnetic între electronul impar și nucleul cu spin nuclear I impar, conducînd la $(2I + 1)$ componente de structură hiperfină echidistante și de aceeași intensitate. Interacțiunea cu n nuclee echivalente conduce la $(2nI + 1)$, linii cu o repartiție specifică a intensităților, iar pentru nuclee diferite se obțin spectre mai complicate, dar care pot fi reconstituite teoretic sau simulate pe calculator.

III. Specii paramagnetice în roci sedimentare

În diferite probe de rocă sau sol pot exista următoarele tipuri de specii paramagnetice, care pot fi puse în evidență prin spectre RES;

— ioni tranziționali, distribuiți în diferite moduri în structura cristalină, cel mai frecvent întîlniți fiind Fe^{3+}, Mn^{2+}, Cu^{2+}, Cr^{3+}, V^{4+} etc.;

— specii radicalice, formate în urma degradării structurii chimice a substanțelor sub acțiunea unor factori naturali, ca de exemplu descompunerea termică a materiei organice îngropate în roci sedimentare, cu formarea substanțelor humice;

— electroni impari trapați în defecte de rețea (vacanțe anionice) sau goluri pozitive (vacanțe cationice) în urma substituirii unor cationi de sarcini diferite, sub acțiunea temperaturii, presiunii sau a iradierii cu radiații electromagnetice din spectrul solar, radiația naturală a elementelor radioactive sau radiația cosmică.

Pe acest efect al radioactivității naturale asupra defectelor de rețea din carbonații biogeni își fundamentează Grün (1985) metoda sa de datare geologică prin analiza spectrelor RES.

Vom analiza în această lucrare primele două tipuri de specii paramagnetice și implicațiile lor în prospecțiunea geochimică petrolieră.

1. *Spectre RES pentru ionii Fe^{3+} și Mn^{2+}*

Ionii Fe^{3+} și Mn^{2+} au aceeași configurație electronică: $3d^5$, deci spin electronic total $S = 5/2$, termen spectral ^6S. Scindarea nivelelor energetice este redată prin hamiltonianul de spin din relația (6), care în această configurație este particularizat în forma:

$$H_S = g\beta HS + D\left[S_z^2 - \frac{1}{2}S(S+1)\right] +$$

$$+ E(S_x^2 - S_y^2) + \frac{1}{6}a\left(S_1^4 + S_2^4 + S_3^4 + \frac{707}{16}\right) +$$

$$+ \frac{7F}{36}\left(S_z^4 - \frac{96}{14}S_z^2 + \frac{81}{16}\right) + A \cdot S \cdot I - \gamma H_0 I +$$

$$+ Q'\left(I_z^2 - \frac{35}{12}\right), \qquad (18)$$

cu aceeași semnificație a termenilor.

Dacă nu se ia în considerare scindarea hiperfină, în spectrele RES ale monocristalelor se pot observa cinci tranziții, corespunzătoare regulii de selecție $\Delta M_S = \pm 1$, cu următoarele energii:

$$h\nu = g\beta H \pm 2D(3\cos^2\theta - 1) \pm 2ap,$$

pentru $\pm 5/2 \rightarrow \pm 3/2$;

$$h\nu = g\beta H \pm D(3\cos^2\theta - 1) \pm 5/2\ ap,$$

pentru $\pm 3/2 \rightarrow 1/2$ și

$h\nu = g\beta H$ pentru tranziția $1/2 \rightarrow -1/2$,

unde:

$p = 1/8(35\cos^4\theta - 30\cos^2\theta + 3 + 5\sin^4\theta\cos^4\theta)$

θ fiind unghiul dintre vectorul intensității cîmpului magnetic și direcția distorsiunii axiale.

În spectrele RES ale probelor sub formă de pudră policristalină se observă numai tranziția $1/2 \rightarrow -1/2$, ca urmare a dependenței unghiulare a celorlalte două tranziții care, pentru toate orientările în spațiu, se anulează.

În aproximația de ordinul I, asupra tranziției $1/2 \rightarrow -1/2$ influențează un termen proporțional cu $D^2/g\beta H$.

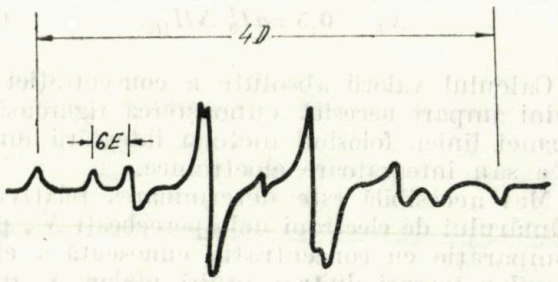


Fig. 5. Scindarea fină în cazul ionului Cr^{3+} ($3d^3$), în combinații diluate magnetic sub formă de pudră policristalină.

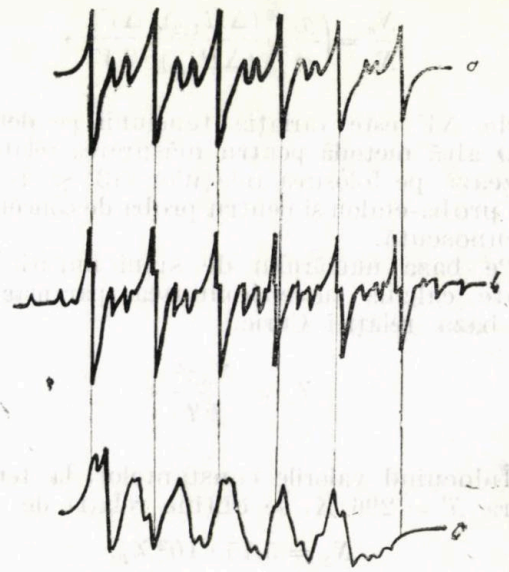


Fig. 6. Scindarea hiperfină pentru ionul Mn^{2+}: *a* — mediu izotrop; *b* — distorsiune axială pentru Mn^{2+} în calcit; *c* — Mn^{2+} în aragonit.

Dacă nucleul ionului metalic prezintă moment magnetic propriu, ca în cazul ionului Mn^{2+} ($I = 5/2$), se obține un spectru cu șase componente principale de structură hiperfină ca în figura 6*a*.

Ionul de Mn^{2+} apare frecvent în mineralele carbonatice, datorită ușurinței sale de substituire a calciului, în concentrații variind între 10 și 10^4 ppm. Analiza variației parametrilor RES poate da informații asupra vecinătății altor ioni paramagnetici, asupra distorsiunilor rețelei cristaline și tensiunilor generate de ionii de impuritate [Angus, 1979].

Spectrele RES ale Mn^{2+} în calcit și aragonit sînt foarte diferite, ceea ce poate avea implicații deosebit de importante în caracterizarea rocilor sedimentare, corelat cu potențialul lor petroligen. Astfel, pentru Mn^{2+} în calcit se poate pune în evidență o distorsiune axială

(fig. 6*b*), ai cărei parametri variază cu natura și concentrația altor impurități ca Fe^{2+} Ni^{2+}, Cu^{2+}, Zn^{2+} etc.

Spectrul RES al Mn^{2+} în aragonit este mult mai complicat. Datorită scăderii simetriei celulei elementare, fiecare linie de structură hiperfină este scindată în trei componente (distorsiune rombică). Liniile secundare interzise sînt acum mult mai intense, devenind dominante în spectru, așa cum se observă în figura 6*c* pentru o probă de aragonit precipitat din apă de mare.

Rezultă că, în condițiile inițiale de formare a sedimentelor în mediu marin, datorită salinității ridicate, carbonații cristalizează ca aragonit și, în condiții reducătoare (favorabile formării hidrocarburilor), înglobează manganul în starea inferioară de valență, deci ca Mn^{2+}. Pe măsura îngropării sedimentului, sub acțiunea presiunii și temperaturii are loc eliminarea impurităților care au produs deformarea rețelei cristaline a carbonatului, facilitînd astfel tranziția de fază monotropă aragonit în calcit. În acest caz spectrul RES al Mn^{2+} în rocile sedimentare poate fi un indicator al paleotemperaturii și ar putea fi corelat cu potențialul petroligen.

Pentru ionul Fe^{3+} se obține un semnal RES fără structură hiperfină, dar a cărui poziție în cîmpul magnetic (redată prin valoarea g a factorului de scindare spectroscopică) este funcție de distribuția ionului de fier în structura solidului, așa cum rezultă și din datele obținute de Crăciun (1985) și Meghea (1987) asupra unor montmorilloniți și caoliniți. Spectroscopia RES este singura tehnică prin care se poate distinge, în structurile aluminosilicatice, repartizarea Fe^{3+} ca fier substituit în rețea și respectiv ca fier „liber" reținut interlamelar. Astfel, pentru fierul reticular apare un semnal îngust anizotrop în zona de cîmp slab, la factorul $g = 4{,}3$. Pentru fierul liber, care poate fi îndepărtat (deferificare) prin atac chimic (de exemplu cu HCl) sau prin schimb ionic, fără a distruge rețeaua aluminosilicatică, se obține un semnal larg în zona centrală a cîmpului magnetic, la $g = 2{,}00$.

Pentru oxi-hidroxizi precipitați și dispersați în structuri minerale, linia centrală se poate deplasa spre valori g mai mari (2,05—2,40). Starea de valență inferioară, Fe^{2+} nu prezintă fenomen RES detectabil la temperatura camerei, deci într-un amestec fero-feric cu conținut cunoscut de fier total, spectrul RES pune în evidență numai distribuția fierului trivalent în matricea solidă.

Raportul conținutului de fier în cele două stări de valență este unul din cei mai sensibili indicatori ai condițiilor oxido-reducătoare care au existat în sedimente în timpul depozitării și diagenezei, fiind astfel deosebit de util în prospecțiunea geochimică petrolieră. Astfel, Ronov (1958) a trasat hărțile litogeochimice ale platformei ruse, în care corela distribuția carbonului organic cu condițiile de depunere și starea sa de oxidare, prin raportul de ioni ferici la feroși. Cu cît acest raport este mai mare, cu atît mediul este mai puternic oxidat și carbonul se găsește preponderent sub formă anorganică, de carbonați. Cu cît raportul este mai mic, mediul este puternic reducător și este favorabil formării hidrocarburilor. Astfel, la raport $r = \%Fe_2O_3/\%FeO = 10$ carbonul organic a fost sub 0,25%. În zona petroliferă Volga—Ural raportul Fe_2O_3/FeO este sub 1, indicînd caracterul puternic reducător al depozitului sedimentar. Aceste date indică existența unui nivel minim de substanță organică în complexele sedimentare, sub care transformările carbonului organic diseminat nu pot conduce la acumulări de petrol.

Tensiuni reziduale în componentele utilajelor tehnologice (I)

Prof. dr. ing. **A. Pavel**
Institutul de Petrol și Gaze Ploiești

Generalități. Terminologie

În limbajul tehnic curent, forța interioară ce ia naștere sub acțiunea unei solicitări mecanice, termice, termomecanice etc., la care este supus un element sau sistem de elemente ce se opune solicitării respective, se numește e f o r t . În limbajul tehnic academic, efortul se definește ca fiind rezultanta forțelor interioare, dintr-o secțiune a unui corp deformabil, cauzate de solicitările (mecanice, termice, chimice, termomecanice, termochimice, mecanochimice etc.) exterioare. Prin urmare, efortul este un concept tehnic fundamental integrat în organigrama forțelor [99].

Limita raportului dintre efortul ce revine unei suprafețe elementare a secțiunii transversale aparținînd unui element solicitat și aria suprafeței respective, cînd această din urmă arie tinde către zero, se numește efort unitar sau t e n s i u n e (mecanică, termică, termomecanică ș.a.m.d.). Într-un sens mai restrîns și comun, efortul unitar→tensiunea se definește ca reprezentînd efortul corespunzător unității de arie (suprafață) a secțiunii transversale aparținînd unui element sau sistem tehnic solicitat. Așadar, efortul unitar→tensiunea este un concept tehnic fundamental, de asemenea integrat în organigrama forțelor [99], în lucrarea prezentă reținîndu-se denumirea sinonimă intrusă de t e n s i u n e.

Tensiunile care apar într-un corp (element, structură, sistem) fără aplicarea de forțe exterioare și cele care se mențin într-un corp (element, structură, sistem) după îndepărtarea cauzelor ce le-a generat apariția se numesc t e n s i u n i r e z i d u a l e* (TR) sau tensiuni remanente (TR) [6; 17; 19; 21; 25; 32; 40; 52; 73; 76; 77; 79; 83; 89; 100; 107; 110; 121; 133; 135; 144; 146; 151; 156; 158; 160–162]. Denumirile utilizate uneori și din ce în ce mai rar de „tensiuni interne, tensiuni proprii sau tensiuni inițiale" se referă de asemenea la TR, dar ele sînt neconforme, reflectă cu mai puțină exactitate semnificația tensiunilor respective — care pot apărea atît în procesul fabricației, cît și în condițiile exploatării tehnologice — și, ca atare, se recomandă cu insistență renunțarea la ele.

Operația mecanotehnologică sau fenomenul prin care se obține o deformație, respectiv o schimbare — în urma apariției deformațiilor — a formei sau a dimensiunilor unui corp (element structură, sistem) sau numai a unei porțiuni dintr-un corp (element, structură, sistem), se numește d e f o r m a r e . Evident, într-un asemenea context terminologic, d e f o r m a ț i a reprezintă rezultatul deformării unui corp (material) sub acțiunea unei (unor) forțe exterioare sau a unor tensiuni reziduale, chiar în cazul cînd forma lui exterioară rămîne aceeași (modificîndu-se numai pozițiile relative ale punctelor proprii — ca în alternativa unei răsuciri).

Procesul sau fenomenul generării de abateri (supărătoare) ale dimensiunilor și/sau formei constructive ale unui corp (element, structură, sistem), față de cele de referință (nominale, standard), se numește d i s t o r s i o n a r e și se materializează prin cauzarea de d i s t o r s i u n i→deplasări (liniare, unghiulare, volumice). Evident, deformațiile și distorsiunile sînt concepte fundamentale inconfundabile, integrate ca atare în organigrama deformării și distorsionării [99]. Corelîndu-se cu TR, deformațiile și distorsiunile corespunzătoare se vor denumi — în continuare — d e f o r m a ț i i r e z i d u a l e (DFR) și, respectiv d i s t o r s i u n i r e z i d u a l e (DTR).

Conceptul de tensiune reziduală

Fundamentare și clasificare

Conform concepției generale a R e z i s t e n ț e i m a t e r i a l e l o r, ca rezultat al solicitării, pentru care apar deformațiile plastice și al desolicitării (descărcării) ulterioare, într-un anumit corp (element, structură, sistem) apar TR și DFR, în cazul general, sau numai DFR, în circumstanțele unei stări omogene de solicitare. TR și DFR se determină astfel ca diferență între mărimile corespunzătoare care evidențiază în alternativa solicitării și cele constatate după desolicitare, acestea din urmă cuantificîndu-se — în baza legii desolicitării evidențiate experimental — cu formulele decurgînd din clasica lege a lui Hooke [159]. Rezultă de aici că una din cauzele determinante ale apariției TR o constituie deformarea plastică n e u n i f o r m ă (neomogenă) survenită în masa corpului (elementului, structurii, sistemului), care poate fi datorită acțiunii forțelor exterioare, prezenței unui cîmp neuniform de temperatură, microfisurării materialului, practicării unor transformări structurale în material, distorsionării rețelei cristaline a materialului, anizotropiei caracteristicilor elastice ale sistemului, îmbătrînirii etc. [23; 63; 90; 95; 109; 112; 135; 146;

* Eigenspannungen — în germană; residual stresses — în engleză; ostatocinie napriajenia — în rusă; contraintes résiduelles — în franceză; tensioni residue — în italiană; tensiones residuales — în spaniolă.

147]. De altfel, în lucrările[12; 87] se apreciază că procesul generării de TR și DFR sau DTR este fundamental dependent de „istoria solicitării" corpului (elementului, structurii, sistemului) și, deci, trebuie studiat în timp, valorificînd diferite teorii, cu luarea în considerație a parametrilor de temperatură și de sarcină.

Confruntarea cu efectele acțiunii TR este veche ca și Tehnica, dar, așa cum menționează unele surse bibliografice [135], examinarea lor calificată datează din anul 1857, iar cercetarea lor multiaspectuală debutează ulterior anului 1920 (Heyn-Bauer [58], Anderson [7], Masing [82], Fox [43], Davidenkov [33], Stäblein [137], Mathar [85], Glocker [47], Sachs [120], Kochendörfer [74], Dehlinger [34], Phillips-Heywood [102], Hauk [55], Johnson [70], Reimer [114], Halla [53], Houdremont-Scholl [60], Finnern [41], Macherauch [79], Howe [61], Evans-Littmann [38], Birgher [21], Majarovski [87], Bierwirth [19], Peiter [100], Denton [36], Götz [49], Rao[113], Ruge-Schimmöller [116], Taira [141] etc.). Datorită manifestării, mai ales cu trecerea timpului, a unor efecte (fisurări, plesniri, autodistrugeri spontane, deformări și/sau distorsionări rebele etc.), cauzatoare de avarii și accidente pe care le implică, cîmpurile de TR sînt analizate, în ultimele decenii și în prezent, cu deosebită insistență [3; 5; 10; 11; 12; 14—16; 22—24; 26; 35; 37; 39; 44; 50; 54; 55; 57; 59; 63; 65; 66; 69; 72; 73; 78; 79; 81; 83; 86; 89; 90; 95; 97; 99; 100; 104; 110—112; 117—119; 125; 126; 129; 131; 135; 136; 143; 145—147; 153; 154; 162].

Procedînd la clasificarea TR, literatura de specialitate [21; 32; 33; 73; 79; 89; 107; 110; 121; 135; 146; 158; 160; 161] reține mai multe criterii, dintre care semnificative sînt următoarele:

- criteriul extinderii cîmpului de tensiuni, respectiv criteriul dimensiunilor relative ale zonei de corp (element, structură, sistem) asupra căreia se extinde acțiunea TR, care, într-o accepțiune unanimă, este singurul criteriu de fond;
- criteriul cauzei principale generatoare de TR, respectiv criteriul sursei de TR;
- criteriul semnificației fizice a TR;
- criteriul semnului algebric convențional al TR;
- criteriul direcției și, deci, al orientării vectorului TR, care este un criteriu singular (se aplică numai la TR corespunzătoare proceselor de sudare).

Din punctul de vedere al extinderii cîmpului lor, tensiunile reziduale se grupează astfel.

1. TR de speța I, denumite macroscopice sau macrotensiuni reziduale sau pur și simplu macrotensiuni→TR care-și fac echilibru în macrovolume, adică în limitele unor zone — localizate — ale căror dimensiuni sînt comparabile cu dimensiunile corpului (elementului, structurii, sistemului) dat; orientarea le este dependentă de forma corpului, iar existența lor se evidențiază prin secționarea elementelor, prin evaluarea deformației/distorsiunii elementelor distincte sau în funcție de modificarea parametrului rețelei roentgenografice (adică în funcție de deplasarea liniilor pe roentgenograme).

2. TR de speța II, denumite microscopice, microtensiuni reziduale sau microtensiuni omogene→TR care-și fac echilibru în microvolume, adică în limitele unor zone materiale — localizate, de asemenea — ale căror dimensiuni nu depășesc dimensiunile granulelor structurale distincte (grăunților) sau (cel mult) ale unor grupe de cîteva granule; pe roentgenograme, asemenea TR se evidențiază prin linii șterse, lăbărțate; luînd în considerație imperfecțiunile cristaline (la nivel granular) ale materialelor metalice tehnice, Rovinski [115] a sugerat ca microtensiunile reziduale să fie subgrupate, la rîndul lor, în: microtensiuni de agregare, proprii numai corpurilor cristaline, și microtensiuni mozaicate, prezentate numai în cristalite*.

3. TR de speța III, denumite submicroscopice, submicrotensiuni reziduale, microtensiuni neomogene sau tensiuni reziduale de rețea (cristalină)→TR care-și fac echilibru în limitele unor microvolume materiale comparabile — ca dimensiuni — cu cele ale volumelor cristalelor elementare și care, pe roentgenograme, se evidențiază prin atenuarea intensității liniilor de ordin superior și accentuarea fondului de difuzie; de fapt, aceste microtensiuni reflectă distorsionarea rețelei cristaline, orientarea depinzînd de structura atomică a rețelei respective. Prin urmare, denumirea de „tensiune mecanică" este cu totul convențională, în acest caz, Podzei ș.a. [107] considerînd mai adecvat conceptul de „distorsionare statică a rețelei (cristaline)" sau de „distorsionare de speța III".

Rezultă, așadar, că gruparea tensiunilor reziduale în macrotensiuni și microtensiuni, atribuită lui Orowan [158], McGregor [159], Denton [36] ș.a., este mai puțin completă și precisă.

Din punctul de vedere al sursei generării lor, tensiunile reziduale se grupează în (ordinea de citare este nerestrictivă).

a. TR datorite proceselor mecanotehnologice de prelucrare prin presiune a metalului (forjarea, ștanțarea-matrițarea, laminarea, tragerea-trefilarea, presarea), prelucrare ce implică neuniformitatea în secțiune a

* Cristale de dimensiuni extrem de mici, care au numai anumite proprietăți ale cristalelor normale [53].

deformării plastice la rece sau la cald (la finele prelucrării, deci după desolicitare, TR sînt de compresiune în straturile mai puternic deformate/întinse și de întindere în cele mai puțin deformate/întinse), neomogenitatea în masa metalului a distribuției de temperatură la încălzire și/sau la răcire (ceea ce poate duce la nesimultaneitate în desfășurarea anumitor transformări fizice în metal), riscul ecruisării etc. [32; 79; 89; 95; 135; 146].

b. TR datorite proceselor mecanotehnologice de prelucrare prin așchiere (strunjire, frezare, rabotare, rectificare etc.) [32; 79; 89; 107].

c. TR datorite proceselor mecanotehnologice de sudare-craițuire-tăiere, care implică încălziri neuniforme ale metalului, transformări fizice (fazice) și chimice, contracții la solidificarea metalului depus prin topire etc. [4; 29; 32; 39; 49; 83; 89; 95; 113; 119; 121; 125; 144; 146; 151].

d. TR datorite proceselor metalurgotehnologice sau mecanotehnologice de turnare în piese, care implică aspecte specifice tehnologiei procesului metalurgic corespunzător, anumite transformări fizice în condiții de răcire, contracții la solidificare ș.a. [32; 79; 146].

e. TR datorite proceselor de tratament termic global sau superficial și de tratament termomecanic sau termochimic, bineînțeles, cu luarea în considerație a transformărilor microstructurale sau fazice corespunzătoare (de ex. trecerea austenitei în martensită), respectiv a vitezei de răcire [23; 32; 63; 73; 79; 89; 90; 95; 146].

f. TR datorite proceselor mecanotehnologice de prelucrare (chimică, cu jeturi abrazive, prin difuzie, prin acoperire dură etc.) a suprafețelor elementelor, structurilor sau sistemelor [23; 42; 79].

g. TR datorite efectelor magnetice (cazul oțelurilor de transformator, cu siliciu, după magnetizarea lor într-un cîmp constant puternic) [32].

h. TR datorite existenței concentratorilor de eforturi unitare și altor defecte de material sau de structură la nivel granular și/sau de rețea cristalină (fisuri de oboseală, fisuri mecanice sau mecanochimice în suduri și/sau în metalul de bază etc.), bineînțeles, în circumstanțele acțiunii forțelor exterioare de intensitate corespunzătoare [22; 35; 73; 95; 109; 112; 146; 147].

i. TR datorite solicitării materialelor metalice multifazice cu module fazice neidentice [73].

j. TR datorite modificării ciclice a cîmpului de temperatură, care implică influența factorilor depinzînd de timp, respectiv influența fluajului sau a relaxării [31; 45; 61; 87; 93; 109; 130] ș.a.m.d.

De remarcat că TR de tipurile **a**...**g** sînt caracteristice pentru fabricația componentelor de utilaje tehnologice, iar cele de tipurile **g**...**j** se generează ca atare numai în condițiile exploatării sub sarcină a utilajelor în discuție, intensitatea lor depinzînd determinant de concepția funcțional-constructivă a utilajelor respective, de nivelul și regimul suprasolicitării, de strategia supravegherii tehnice și a mentenanței etc. De la caz la caz, mecanismul generării și reglării sau corectării TR se află detaliat în lucrările antecitate.

Din punctul de vedere al direcției în care ele acționează, TR din suduri (grupa **c**) se clasifică în [121]:

— pentru sudurile rectilinii (liniare):

- TR longitudinale (σ_x) → care acționează în lungul cusăturii sudate;
- TR transversale ($\sigma_{y,z}$) → care acționează perpendicular pe direcția cusăturii sudate (σ_y — în planul a două plăci plane sudate cap la cap, iar σ_z — în direcția normală la planul celor două plăci, respectiv în direcția măsurării grosimii plăcilor);

— pentru sudurile curbe (curbilinii), de tipul celor inelare:

- TR circumferențiale sau inelare (σ_t) → care acționează în lungul tangentei la axa curbă a sudurii;
- TR transversale (σ_m) → care acționează în direcția normală la tangenta precedentă;
- TR radiale (σ_r) → care acționează într-o direcție normală la planul (σ_t, σ_m).

După semnul lor algebric convențional, TR se grupează, în general, în [135]:

- TR de întindere, a căror prezență și acțiune sînt — de regulă — dăunătoare (convențional, li se atribuie semnul minus);
- TR de compresiune, a căror prezență și acțiune adeseori se dovedește a fi favorabilă* (convențional, li se atribuie semnul plus).

Grupînd în trei diviziuni cauzele apariției de TR în metale, Kloos [73] prezintă o clasificare mai puțin comună, potrivit căreia TR sînt condiționat determinate de stările termică, structurală și mecanică ale materialului metalic, stările respective aflîndu-se în permanentă intercorelare. Analiza cauzelor generatoare de TR se efectuează de către Kloos cu luarea în considerație — într-o manieră ce implică corelarea — a naturii materialului, proceselor de prelucrare-fabricație și particularităților de solicitare.

Macrotensiunile

În elemente și structuri, macrotensiunile apar — în primul rînd și preponderent [107;

* Exemplificativ, se menționează cazul betonului armat precomprimat, al recipientelor multistrat fretate sau înfășurate, al ecruisării superficiale antiuzare etc. Alte exemple — în lucrările [73; 79; 135 ș.a.].

135] — ca rezultat al acțiunii diferiților factori mecanotehnologici în circumstanțe de execuție (fabricare sau reparare), intensitatea fiindu-le determinată primordial de densitatea dislocațiilor omogene*.

Semnul algebric (convențional) al macrotensiunilor este dependent de caracterul dispunerii dislocațiilor omogene în raport cu suprafața corpului (element, structură, sistem). Dispunerea predominantă la suprafața de referință a dislocațiilor facilitează generarea macrotensiunilor de c o m p r e s i u n e (cu semnul plus), cînd dislocațiile sînt p o z i t i v e pe planurile paralele de alunecare, și apariția macrotensiunilor de î n t i n d e r e (cu semnul minus), cînd dislocațiile sînt n e g a t i v e. Existența excedentară a dislocațiilor de un anumit semn este determinată, însă, nu numai de scheme după care se face deformarea, ci și de temperatura la care are loc deformarea, de asemenea de compoziția aliajului, care condiționează susceptibilitatea la lunecare transversală. Potrivit Fizicii moderne a corpului solid, independent de cauzele generării lor, tensiunile mecanice într-un metal sau aliaj sînt o consecință a distorsionării rețelei cristaline [88]. Modelul fizic al mecanismului formării macrotensiunilor tehnologice, aplicabil la elementele al căror strat superficial este deformat în procesul unor prelucrări mecanice, este — în circumstanțele precizate — modelul atomic sau modelul dislocării.

O mare influență asupra intensității și semnului macrotensiunilor o au factorii mecanotehnologici, și anume: metodele și regimurile de prelucrare, starea instrumentelor și sculelor utilizate, compoziția lichidelor de ungere-răcire ș.a. Astfel, s t r u n j i r e a generează, de regulă, apariția macrotensiunilor de întindere cu intensități de pînă la circa 700 N/mm^2, adîncimea extinderii stratului lor superficial aflîndu-se în limitele de 50...200 μm, evident, în funcție de condițiile regimului de prelucrare; la f r e z a r e, macrotensiunile sînt atît de întindere, cît și de compresiune, iar la r e c t i f i c a r e, cu rare excepții, apar numai macrotensiuni de întindere; la l u s t r u i r e este facilitată, în majoritatea cazurilor, inducerea unor macrotensiuni de compresiune nu prea mari (cu intensități pînă la circa 300 N/mm^2) [107].

În lucrarea [135] sînt studiate detaliat macrotensiunile din metalele prelucrate la rece prin presiune, influența lor asupra calității produselor, respectiv asupra caracteristicilor mecanotehnologice și de exploatare ale metalelor puse în operă, considerîndu-se ca fiind cea mai importantă (în raport cu influența TR de speța II sau III). În condiții determinate, depinzînd de modificarea mediului exterior, macrotensiunile din discuție își pot diminua spontan intensitatea relaxîndu-se [66; 73; 80; 152], pe seama materializării anumitor deformații plastice. Cum acest proces se desfășoară cu intensitate neunivocă în diferite zone ale corpului, în funcție de nivelul macrotensiunilor, corpul vizat se va deforma-distorsiona e l a s t i c datorită alterării echilibrului tensiunilor mecanice, modificîndu-și forma și dimensiunile așazise inițiale. Evident, asemenea alternativă trebuie avută în vedere la confecționarea produselor de precizie prin presare la rece.

Potrivit preceptelor moderne ale teoriilor privind Mecanica ruperii materialelor, imediat după deformarea sa plastică, corpul solid (metalic) în general este puternic afectat de microfisuri. Ca rezultat al acțiunii lor, mai mult sau mai puțin îndelungate, macrotensiunile de întindere pot cauza extinderea microfisurilor respective pînă la atingerea dimensiunilor lor critice, ceea ce duce — la un moment dat — la așa-numita m a c r o d i s t r u g e r e (aproape de la sine) a metalului. În circumstanțele unui nivel înalt al intensității tensiunilor mecanice și ale unor microfisuri suficient de extinse, adeseori este destul un simplu și ușor șoc (mecanic, hidraulic, termic, pneumatic, termomecanic, hidromecanic, hidropneumatic etc.) pentru ca, echilibrul mecanic deteriorîndu-se, să survină o varietate de distrugere brutală (fragilă, casantă, netenace, inelastică etc.).

În plus, existența macrotensiunilor de întindere accentuează susceptibilitatea materialelor metalice la c o r o z i u n e f i s u r a n t ă în prezența mediilor de lucru impurificate cu combinații amoniacale, compuși cu sulf și combinații cu mercur (pentru alame).

Macherauch [79], Kloos [73] ș.a. semnalează, totuși, unele cazuri cînd prezența macrotensiunilor se valorifică printr-o distribuție mai favorabilă a tensiunilor mecanice corespunzătoare condițiilor de exploatare.

Microtensiunile omogene

Aceste microtensiuni, localizate în microzone, apar în metalele policristaline — în procesul deformării volumelor mari — ca urmare a interacțiunii dintre granule→grăunți (în masa metalelor în discuție, granulele sînt orientate arbitrar și diferă ca structură). Ca microtensiuni omogene se consideră și tensiunile din interiorul unei granule, analizate separat, tensiunile respective fiind condiționate de caracterul mozaical al structurii (rezultat al interacțiunii între blocurile distincte).

Microtensiunile omogene fiind consecința neomogenității caracteristicilor fizice ale componenților policristalului, pe de o parte, și a posibilităților extrem de limitate privind deformarea fiecărei granule, respectiv a anizotropiei caracteristicilor fizice în interiorul granulei, pe de altă parte, au ca principale cauze ale

* Mc. Clintock F.A., Argon A.S. Mechanical behavior of materials. Reading-Massachusetts (U.S.A.), Addison-Wesley Publ. Co., Inc., 1966.

apariţiei : transformările fazice, modificările de temperatură, anizotropia caracteristicilor mecanice ale granulelor distincte, contururile drastic restrictive ale granulelor şi aşa-numita dezagregare a granulelor, la deformarea lor plastică, în fragmente şi blocuri. Ceva mai amănunţit, microtensiunile omogene se analizează în lucrarea [107] şi în alte lucrări semnate de Macherauch [79], Wolfstieg [156], Wohlfahrt [155] ş.a. Sokolov şi Uralski [135] consideră că influenţa TR de speţa II asupra calităţii produselor şi, deci, asupra caracteristicilor lor de exploatare este încă insuficient studiată, deşi de aceste microtensiuni sînt dependente fenomenul postacţiunii elastice, fenomenul histerezisului aşa-zis elastic, variabilitatea constantelor elastice etc.

Microtensiunile neomogene

Aceste microtensiuni, datorite abaterii atomilor de la poziţia lor de echilibru în reţeaua cristalină, împreună cu cele precedente (TR de speţa II), caracterizează, de fapt, n i v e l u l e n e r g e t i c al materialului metalic dat. Creşterea nivelului energetic într-un metal ecruisat face ca metalul respectiv să devină instabil — din punct de vedere termodinamic — pentru toate temperaturile, el tinzînd întotdeauna să treacă într-o stare mai stabilă, cu mai puţină energie liberă.

În principal, cauza generării de microtensiuni neomogene o constituie dislocaţiile şi atomii intruşi, distorsionările corespunzătoare ale reţelelor cristaline putînd fi statice (datorite atomilor dizolvaţi şi altor imperfecţiuni de structură) sau termodinamice (datorite oscilaţiilor termice).

Deocamdată, influenţa microtensiunilor neomogene asupra calităţii elementelor şi, deci, asupra caracteristicilor de exploatare ale structurilor şi sistemelor nu este pe deplin elucidată, deşi microtensiunile respective însoţesc inevitabil procesele de ecruisare [79; 107 etc.].

Tensiunile reziduale datorite sudării

Ca urmare a încălzirii n e u n i f o r m e a componentelor metalice la sudare, în zonele vizate — care includ cordonul de sudură (CS) şi zona de influenţă termică/termomecanică (ZIT) — apar deformaţii locale sau tendinţe de deformare locală ce iniţiază, în mod treptat, procesul corespunzător de curgere plastică. Materializarea deformaţiilor plastice locale, inevitabilă în condiţiile oricărui proces tehnologic de sudare, se soldează întotdeauna cu i n d u c e r e a s a u r e d i s t r i b u i r e a u n o r c î m p u r i d e t e n s i u n i r e z i d u a l e, la rîndul lor acestea manifestînd o aşa-numită „acţiune de forţă" asupra structurii sau sistemului, modificîndu-i* dimensiunile şi forma constructiv-geometrică [4; 29; 39; 49; 83; 94; 100; 103; 113; 125; 144; 151; 154; 161].

De regulă, sudarea se efectuează într-o stare „constrînsă", pentru ca elementele astfel îmbinate între ele, în prealabil fixate relativ unul faţă de celălalt cu ajutorul legăturilor şi dispozitivelor rigide, să aibă — în procesul sudării — deplasări minime, libertatea deformării metalului în zona CS să fie limitată, iar distorsionarea şi/sau deformarea structurii să rămînă minime.

Desigur, dispozitivele şi legăturile de „constrîngere" facilitează execuţia tehnologică a proceselor de sudare, în majoritatea cazurilor, şi mai ales la structurile puţin rigide, însă eliminarea forţelor exterioare corespunzătoare, o dată cu îndepărtarea dispozitivelor şi legăturilor respective, conferă structurilor date libertate deplină pentru modificarea dimensiunilor şi formei proprii, în concordanţă firească cu legile echilibrării elastice a forţelor interioare din structură. În asemenea circumstanţe, deformaţiile şi distorsionările ce apar, practic, niciodată nu sînt şi nici nu pot fi uniforme în întregul sistem, uneori ele însumîndu-se cu aşa-numitele efecte ale deformaţiilor de sudare. Drept urmare, se induce cîmpul de TR care determină deformarea şi/sau distorsionarea materializată ca atare, dar hotărîtoare din acest punct de vedere sînt numai TR de speţa I. Aşadar, problema primordială privind corectarea structurilor sudate distorsionate şi eliminarea din acestea a cîmpului de TR se reduce, în fond, la anihilarea macrotensiunilor reziduale. Frecvent, însă, eliminarea macrotensiunilor reziduale este însoţită de amplificarea intensităţii microtensiunilor reziduale (TR de speţele II şi III). Din fericire asemenea efect numai extrem de rar se resimte defavorabil asupra capacităţii portante şi durabilităţii structurilor sudate [121].

Examinînd metodologia studierii TR şi DTR în structurile sudate, Masubuchi [83] ia în consideraţie cercetările efectuate în următoarele două direcţii : 1) studierea influenţei factorilor tehnologici asupra TR şi DTR, respectiv 2) studierea influenţei TR şi DTR asupra caracteristicilor de exploatare ale structurilor sudate. Într-un asemenea context, Masubuchi descrie diferite metode de cuantificare a cîmpului nestaţionar de temperatură şi a cîmpurilor de TR(I) şi DTR în regiunea CS, sintetizînd rezultatele experimentale obţinute de-a lungul a 12 ani pe diferite materiale (oţeluri-carbon obişnuite, oţeluri de înaltă rezistenţă, oţeluri inoxidabile, aliaje de aluminiu sau de titan, tantal, bronzuri şi aliaje de zirconiu).

* Potrivit legilor echilibrării forţelor interioare în sistemele tehnice închise, în circumstanţele asigurării condiţiei de minimum pentru energia elastică potenţială [121].

Studiind distribuția TR în suduri cu ajutorul radiațiilor penetrante (metoda roentgenografică), Christian și Elfirger [29] demonstrează că: a) gradientul tensiunilor, la 3 mm de suprafața CS, poate fi luat egal cu zero și b) diferitele moduri de tratare (prelucrare) mecanică a sudurilor influențează asupra intensității TR la adîncimi de pînă la 0,3 mm. O metodă inginerească privind calculul suprasolicitării recipientelor sub presiune în construcție sudată, în vederea obținerii unui anumit nivel al intensității TR în sudurile inelare, se expune în lucrarea [103].

Conform cu [121], tensiunile reziduale (I) maxime de întindere σ_x, în zona **sudurilor**, au intensitatea: apropiată de nivelul limitei tehnice de curgere, în cazul oțelurilor cu puțin carbon; de pînă la 600...700 N/mm², în cazul oțelurilor austenitice; cu 30...40% sub nivelul limitei tehnice de curgere, în cazul aliajelor de aluminiu, de magneziu sau de titan, diminuarea fiind mai accentuată la metalele și aliajele ecruisabile (în dependență cu ecruisarea materialului în zona CS).

Determinarea tensiunilor reziduale

Metodele moderne de determinare a TR se împart în trei mari clase:

- metode analitice, potrivit cărora evaluarea intensității cîmpurilor de TR (macrotensiuni) se face prin calcul, valorificîndu-se posibilitățile calculatoarelor electronice disponibile;
- metode experimentale, conform cărora determinarea intensității cîmpurilor de TR (macrotensiuni și chiar microtensiuni) se efectuează prin măsurări directe sau indirecte, materializate pe corpul solid (element, structură, sistem) care interesează;
- metode mixte, în care se regăsesc simbioze favorabile ale unora dintre modalitățile metodelor anterioare (analitice și experimentale).

Metodele analitice. Cele mai cunoscute și folosite metode analitice sînt următoarele: metoda clasică a superpoziției, bazată pe teorema lui Henky [112; 135; 144; 151]*; metoda descompunerii corpului (elementului, structurii, sistemului) [1]; metoda sursei de tensiuni [42]; metoda analogiilor termice [112]; metodele mecanicii ruperii corpurilor [22; 112; 119]; metoda elementului finit [12; 57; 119; 126]; alte metode numerice [4; 116; 127]; alte metode cu fundamentare mai mult sau mai puțin convențional-tradițională [62; 106; 144; 151 etc.].

Determinarea analitică a TR în funcție de deformațiile plastice se fundamentează — potrivit Teoriei plasticității — pe cunoscuta teoremă a lui H. Henky, conform căreia tensiunile reziduale sînt egale cu diferența dintre tensiunile datorite solicitării în circumstanțele deformării plastice a metalului și tensiunile fictive corespunzătoare aceleiași stări de solicitare, deci aceluiași sistem de forțe exterioare, dacă respectiva stare de solicitare-deformare s-ar subordona legii lui Hooke. Folosindu-se metoda analitică bazată pe teorema lui Henky, au fost rezolvate o serie de probleme privind determinarea TR în diferite elemente și sisteme — după încovoiere sau răsucire, în tubulaturi — după anularea presiunii interioare ș.a. Din nefericire, explicitarea prin această metodă analitică a dependenței TR de parametrii tehnologici ai procesului real, generator de asemenea tensiuni, s-a dovedit a fi prea complicată sau chiar imposibilă.

Analizele efectuate de către Abramov, prin metoda descompunerii, furnizează procedee aproximative, dar simple, de studiere a stării de tensiuni mecanice din corpurile (elemente, structuri, sisteme) ale căror caracteristici pot depinde de temperatură, de transformările structurale și de intensitatea deformației.

Metoda sursei de tensiuni s-a folosit de către Flavenot și Niku-Lari pentru elaborarea unei modalități analitice de modelare a procesului apariției TR (bazate pe teoria deformării elastoplastice), în vederea cuantificării macrotensiunilor ce apar în elementele metalice supuse prelucrării lor superficiale (grupa F de TR).

Metoda analogiilor termice a permis cercetătorilor Pu și Hussain să furnizeze o metodă analitică proprie, simplă, privind evaluarea redistribuirii TR și aprecierea factorului de intensitate a tensiunii în urma apariției de crestături și fisuri în țevile parțial autofretate. Deși a furnizat rezultate concordante cu cele obținute prin metoda clasică a superpoziției, metoda Pu-Hussain, fiind mai simplă, s-a dovedit cu mult mai comodă din punctul de vedere al utilizării practice.

În scopul alegerii variantei optime a alternativelor de reparare prin sudare pentru anumite componente din instalațiile energetice, Bloom a elaborat un model care permite — pe cale analitică — să se aprecieze influența TR și a parametrilor materiali ai mecanicii ruperii metalului depus asupra siguranței în exploatare a sudurilor de reparare corespunzătoare. Pre-

---

* Cîteva din problemele rezolvate: formarea deformațiilor și tensiunilor la sudarea metalelor; tensiuni în sudurile circulare cap la cap în plan; tensiuni în sudurile longitudinale și inelare, într-un strat, la mantale; tensiuni în sudurile circulare, într-un strat, practicate pe mantale; tensiuni cauzatoare de pierdere a stabilității la structurile sudate de tip înveliș; tensiuni în sudurile longitudinale și inelare ale recipientelor cilindrice cu perete gros — în [151]; tensiuni și deformații de sudare datorite sudării cap la cap a țevilor; tensiuni și deformații de sudare în structurile sferice de tip înveliș (datorite sudării cap la cap sau prin suprapunere a unui petic sferic, respectiv datorite încălzirii concentrate/locale puternice→ corectare sau îndreptare la cald); tensiuni și deformații de sudare la îmbinarea cap la cap a unei tubulaturi cilindrice circulare cu un fund sferic — în [144] ș.a.

misa a constituit-o analiza distrugerii brutale și a vitezei de propagare a fisurii de oboseală în următoarele două cazuri :

1 — fisura este plasată în mijlocul sudurii, paralel cu direcția de sudare (fisură longitudinală) ;

2 — fisura este plasată simetric față de mijlocul sudurii, perpendicular pe direcția de sudare (fisură transversală)*. Ca indicatori de apreciere s-au avut în vedere : rezilienta materialului depus prin topire, raportul dintre TR în CS și tensiunile nominale din element sau structură, de asemenea constantele de material privind modelul ales de propagare a fisurii de oboseală. Metoda astfel elaborată de către Bloom s-a valorificat, apoi, pentru compararea selectivă a șase materiale de sudare diferite și a două procese de sudare.

Procedînd la determinarea analitică, pe baza preceptelor mecanicii statistic liniare a ruperii, a influenței TR dintr-o sudură inelară remediată asupra cedării brutale a recipientelor cilindrice presurizate la interior, Rybicki și Stonesifer au constatat — ceea ce s-a confirmat și experimental — că macrotensiunile în discuție diminuează cu 20% presiunea interioară de inițiere a fisurii, față de alternativa cînd TR lipsesc. De reținut că valorile factorului de intensitate a tensiunii, pentru fisuri cu adîncimi diferite, s-au determinat prin metoda elementului finit, folosindu-se criteriul energetic.

Metodele analitice expuse sînt aplicabile, de regulă, pentru efectuarea analizelor de TR în elementele și structurile simple sau nu prea complicate. Forma și condițiile solicitării majorității elementelor, structurilor și sistemelor reale necesită, însă, metode de analiză mai elaborate privind determinarea prin calcul (și mai precisă) a TR, în acest sens cea mai agreată fiind metoda elementului finit →MEF (și, în perspectivă, metoda elementului de graniță → MEG). De altfel, Hepworth a comunicat o lucrare referitoare la determinarea prin MEF a TR din suduri, iar Schajer a aplicat MEF la măsurarea de TR. Împreună cu colaboratorii săi și tot pe baza MEF, Rybicki a dezvoltat un algoritm de calcul pentru prognozarea cîmpurilor nestaționare de temperatură, macrotensiunilor reziduale și deplasărilor remanente din zonele sudurilor transversale îngroșate ale tubulaturilor de conductă. În modelul corespunzător de element finit s-au considerat : dependența caracteristicilor elastoplastice ale materialului, posibilitatea descărcării (relaxării) elastice și influența modificărilor geometrice în procesul de sudare. Calculele s-au efectuat cu ajutorul unui program ce realizează MEF pentru rezolvarea de probleme elastoplastice axial simetrice, conform teoriei curgerii, în alternativa neliniarității geometrice. De remarcat că, confruntarea valorilor TR și DFR pentru CS în două straturi, obținute cu programul respectiv și experimental, a indicat o concordanță acceptabilă.

Efectuînd analiza prin MEF și experimental a TR din peretele gros al unui model de recipient cilindric (diametru interior →685,8 mm ; grosime de perete →152,4 mm), datorite unei suduri inelare (uzinale) remediate, Rybicki și Stonesifer au constatat un nivel destul de ridicat al intensității TR respective, în anumite locuri atingîndu-se 400 N/mm².

Aliabiev, împreună cu colaboratorii săi, a obținut dependențe care permit — folosind computerul modern — să se analizeze distribuția de TR în sudurile multistrat inelare ale recipientelor sub presiune și aceasta în funcție de diferiți parametri ai CS și ai mantalei cilindrice.

Metodele experimentale. În mod convențional, metodele experimentale se grupează în :

- metode mecanice sau distructive, adeseori denumite clasice [52 ; 55 ; 79 ; 95 ; 107 ; 111 ; 121 ; 135 ; 139 ; 146 ; 150 ; 151], care, la rîndul lor, pot fi aproximative [7 ; 21 ; 43 ; 58 ; 124 ; 137] sau exacte [21 ; 27 ; 33 ; 70 ; 85 ; 120 ; 132 etc.] ;
- metode fizice sau nedistructive, adeseori denumite neconvenționale sau moderne [55 ; 59 ; 75 ; 95 ; 101 ; 105 ; 107 ; 111 ; 121 ; 122 ; 134 ; 135 ; 138] ;
- metode asociate sau semidistructive, considerate ca fiind dintre cele mai recente [10 ; 11 ; 15 ; 20 ; 111 ; 118 ; 150 ; 162].

Metodele distructive, în majoritatea lor, se fundamentează pe relaxarea prin secționare a metalului în care s-a indus un cîmp de TR, relaxarea respectivă putînd fi totală sau parțială [4 ; 55 ; 96 ; 151]. Relaxarea de TR fiind elastică, în funcție de deformațiile corespunzătoare măsurate, intensitatea tensiunilor ce interesează se poate cuantifica folosind corelațiile clasice ale Teoriei elasticității. Între ele, metodele distructive — metoda trepanării [3 ; 30 ; 72 ; 78 ; 91 ; 123 ; 149 etc.], metoda probei inelare [24 ; 86 ; 157], metoda unor tehnici tensometrice speciale [9 ; 131], metoda electrocoroziunii [148], alte metode [52 ; 64 ; 65 ; 98 ; 151 etc.] — se disting prin succesiunea operațiilor de secționare →relaxare și de măsurare, prin dispunerea bazelor de măsurare, prin tensometrele (electrice, mecanice sau magnetice) utilizate, de la caz la caz urmărindu-se determinarea TR monoaxiale, biaxiale sau triaxiale. De reținut că metodele mecanice obișnuite necesită „deteriorarea" modelului sau a elementului examinat pe o adîncime de cel puțin 10 mm [111]. În plus și de regulă, prelucrarea modelelor sau elementelor respective, în vederea

* Modelul respectiv este utilizabil, bunăoară, la remedierea (prin resudare) a sudurilor racordurilor de recipiente, rezervoare, aparate tehnologice etc.

măsurării TR prin metode mecanice→distructive, se soldează cu modificarea stării de tensiuni, ca efect inevitabil al apariției deformațiilor plastice locale [95]. Anfilofiev [9] demonstrează că tensiunile reziduale evidențiate utilizînd traductori de anizotropie magnetică reprezintă numai o parte din TR determinate prin folosirea de traductori tensometrici, deoarece primii traductori sînt selectivi față de starea mecanică a zonelor intergranulare. O sinteză a publicațiilor din perioada 1927—1987, referitoare la metodele distructive și semidistructive de determinare experimentală a TR și DFR, se încearcă în lucrarea [150], indicîndu-se preferențial și limitele corespunzătoare de utilizare practică.

Metodele nedistructive permit determinarea experimentală directă sau indirectă a intensității cîmpurilor de TR în elemente, structuri și sisteme fără intervenții care să necesite vreun fel de deteriorare materială.

În funcție de aplicabilitate, aceste metode pot fi :

— superficiale, din categoria cărora fac parte :

● metodele roentgenografice (X-ray methods) [26 ; 28 ; 55 ; 56 ; 79 ; 95 ; 107 ; 109 ; 111 ; 121 ; 135 ; 138]→metoda difracției razelor X [81 ; 121], metoda difractometriei energodispersive [16], metoda fasciculelor optice paralele [28], metoda $\sin^2\psi$ (metoda X-ray elaborată de Macherauch ș.a.) [13], metoda analizei roentgenostructurale [117 ; 118] etc. ;

● metodele ultrasonice [44 ; 50 ; 135 ; 138], respectiv metoda goniometriei ultrasonice [8], metodele acustoelasticității [69] ș.a ;

● metodele electrofizice [107]→metoda electrorezistenței [135], metoda magnetică [122], metoda electromagnetică (metoda efectului Barkhausen) [118 ; 129 ; 153] etc. ;

● metodele optice [135], respectiv metodele polarizării optice (fotoelasticitate și fotoplasticitate) [107], metodele acoperirii cu pelicule optic active (acoperiri fotoelastice) [2 ; 121] etc. ;

● metoda acoperirii cu lacuri casante [135 ; 136] ;

● metoda franjurilor Moiré [121] ș.a.m.d. ;

— interioare sau în profunzime→metoda difracției neutronice [104].

Pentru metodele roentgenografice, considerate în literatura de specialitate ca metode nedistructive, de bază, fundamentarea teoretică se expune în lucrarea corespunzătoare [55]*, cu aplicații la aliajele de aluminiu și oțeluri (în sudură și în ZIT) și în alte lucrări mai mult sau mai puțin recente [118 ; 142]. De remarcat că Noyan și Cohen [95] consideră metodele nedistructive bazate pe analiza radiațiilor penetrante (X) ca find cele mai precise, în determinarea intensității TR*, iar Procter [111] apreciază că metodele roentgenografice dau informații incomplete chiar cu privire la intensitatea TR în stratul superficial. În lucrarea [67] se prezintă un analizor miniaturizat portabil (7...11 kg) de tensiuni reziduale, care, de fapt, este un difractometru X-ray la purtător.

Ruud [118] recomandă utilizarea metodelor ultrasonice în cazurile cînd este necesară cunoașterea distribuției tridimensionale a TR.

Metoda nedistructivă care valorifică efectul Barkhausen este o metodă electromagnetică ce permite controlul nivelului intensității TR în straturile superficiale cu grosimi de pînă la 1 mm ale elementelor din oțeluri. Metoda acoperirii cu lacuri casante permite determinarea TR pe suprafețele elementelor și structurilor cu configurație constructiv-geometrică complicată și, deci, netipică. Aparatura disponibilă în prezent pentru analiza neutronografică a TR (metoda difracției neutronice) permite investigații corespunzătoare pe elemente cu grosimi de pînă la 15 mm, în cazul oțelurilor, și de pînă la 50 mm, în cazul aluminiului [104].

Metodele semidistructive sau nesemnificativ distructive [150] includ :

● metoda penetratorului sferic (din oțel dur) căzător, folosindu-se franjurile de interferență optică pentru controlul deformației superficiale de tip amprentă (amprenta cvasisemisferică mică, cu diametrul de circa 0,9 mm [20 ; 162] ;

● metoda minitrepanării mecanice sau abrazive [15], fie în centrul unei rozete tensometrice [15 ; 111], fie în cîmpul de TR, în această ultimă alternativă cuantificarea deformațiilor — la suprafața dată — realizîndu-se prin interferometrie holografică [11] sau prin alte mijloace și procedee [20] ;

● metoda decupării electrochimice (în metale) a unui așa-numit disc superficial, folosindu-se un dispozitiv adecvat de frezare electrochimică [10].

Metoda minitrepanării abrazive (cu jet de nisip fin în curent de aer), care presupune practicarea unei mici excavații în centrul unei rozete tensometrice adecvate, este — în prezent — o metodă standard de bază pentru măsurarea TR atît în condiții de laborator, cît și în condiții obișnuite industriale, în particular fiind aplicabilă și în cazul oțelurilor de înaltă rezistență (cînd metodele mecanice/distructive sînt inoperante). Fiind universală din punctul de vedere al cuantificării intensității TR în straturile superficiale, minitrepanarea abrazivă este suficient de precisă (eroarea de măsurare este de 6...10%→circa 8% pentru starea biaxială de tensiuni mecanice și circa

* Care valorifică 37 de surse bibliografice de referință.

* Aceeași apreciere se extinde și asupra metodelor nedistructive acustice (ultrasonice) și electromagnetice.

4 % pentru starea monoaxială de tensiuni mecanice [111], implicînd o deteriorare minimă, nesemnificativă, pe suprafața elementului sau structurii (dimensiunile excavațiilor : adîncime minimă, necesară pentru completa relaxare a TR superficiale →1,65 mm după [15] și 1,70 mm după [111]; diametrul optim →2,00 mm după [111] și 2,00...2,20 mm după [15]).

Metodele mixte. Pînă în prezent, utilizarea unor asemenea metode (metoda modelării TR și DFR/DTR în procesul sudării [151], metoda experimental-analitică de analiză a formării TR datorite sudării [51], alte metode experimental-analitice privind măsurarea/determinarea/prognozarea TR [42; 68] etc.) nu a căpătat extindere importantă.

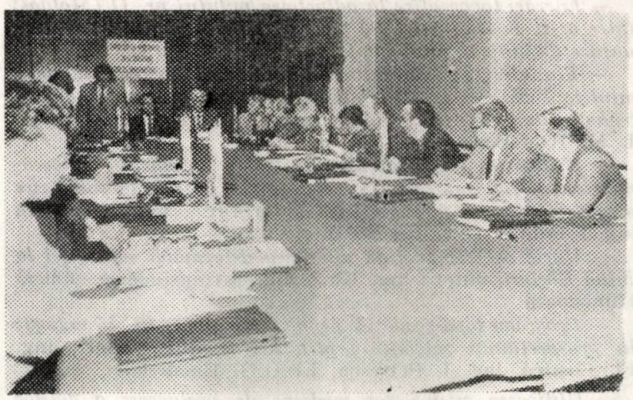
Bibliografie

[1] Abramov, V. *Ostatocinîe napriajenia i deformații v metallah.* Moskva, Mașghiz, 1963.
[2] Ahmetzianov, M. H. În: Tr. Novosib. inst. inj. j.—d. transp., 1978, **190/3**, 92—96.
[3] Ajovalasit, A. În: Riv. ital. saldat., 1984, **36**, 5, 291—298.
[4] Aliabiev, A. P. ș.a. În: Sb. nauci. tr. Vses. n.-i. i konstrukt. inst. him. mașinostr., 1973, **63**, 78—84 și 1977, **76**, 56—61, respectiv Svarocinoe proizvod., 1976, 12, 44—45.
[5] Allen, J. S. În: Resid. Stresses and their Effect, Abington, 1981, 5—8.
[6] Almen, J. O., Black, P. H. *Residual stresses, and fatigue in metals.* New York, McGraw-Hill Book Co., 1963.
[7] Anderson, R., Fahlman, L. În: J. Inst. Metals, 1924, 20—24.
[8] Andrews, K. W., Keightley, R. L. În: Ultrasonics, 1978, **16**, 5, 205—209.
[9] Anfilofiev, A. V. În: Rasceti na procinosti v mașinostr., Novosibirsk, 1977, 27—32.
[10] Angerer, R. În: Österr. Ing. und Archit. Z., 1985, **130**, 1, 26—29.
[11] Antonov, A. A. ș.a. În: Izv. AN SSSR. Meh. tverd. tela, 1980, 2, 182—189.
[12] Arhipov, A. N., Temis, I. M. În: Probl. procinosti, 1980, 7(133), 81—84.
[13] Ayllón, E. S. În: Mem. Comaet 3 Coloq. metod. anal. exp. tens., Villa Martelli, 1976, S.l.,s.a.,157—179.
[14] Barker, L. M. În: Adv. Fract. Res. Prepr. 5th Int. Conf. Fract., Cannes, 1981, **5**. Oxford, e.a., 1981, 2 563—2 570.
[15] Beaney, E. A. În: Prod. Liabil. and Reliabil. Proc. Toint Conf. Brit. Soc. Strain Meas. and Inst. Prod.Eng., Birmingham, 1980, **2**, Newcastle upon, Tyne, 1980, 1—4.
[16] Bechtoldt, C. J. ș.a. În: Adv. X-Ray Anal. **25**, Proc. 30th Annu. Conf., Denver, Colo, Aug. 3—7, 1981, New York—London, 1982, 329—338.
[17] Benson, R. W., Raelson, V. I. În: Product Engng., 1959, **30**, 29, 56—59.
[18] Bergez, D. În: Pract. Appl. Fract. Mech. Prev. Failure Welded Struct. Annu. Assem. IIW, Bratislawa, 1979, Paris, 1979, 75—79.
[19] Bierwirth, G. Vortrag 1963 vor dem Fachausschuss „Spannungszustand und Werkstoffverhalten".
[20] Bijak-Zochowski, M. În: Mater. 2-go Mejdunar. simpoz. po prikladnoi meh., 1976, Moskva, 1978, 123—130; Pr. nauk. PWarsz. Mech., 1978, **54**, 3—8 și Mater 8-i Vses. konf. po metodu fotouprugosti, Tallin, 1979, **2**, Tallin, 1979, 96—101.
[21] Birgher, I. A. *Ostatocinîe napriajenia.* Moskva, Mașghiz, 1963.
[22] Bloom, J. M. În: Trans. ASME. J. Pressure Vessel Technol., 1981, **103**, 4, 373—379.
[23] Bocenov, E. E. ș.a. În: Him. i neft. mașinostroenie, 1985, 1, 11—13.
[24] Böhm, W. ș.a. În: Messtechn. Briefe, 1980, **16**, 2 și 3, 36—40 și 66—70.
[25] Bratina, W. I. În: Nondestructive Testing, 1960, **18**, 2, 110—113.
[26] Breczko, T. În: Wear, 1982, **82**, 1, 27—35.
[27] Bühler, H. În: VDI-Z, 1952, **94**, 8, 10—15 și Metall, 1954, 17/18, 687.
[28] Chrenko, R. M. În: Adv. X-Ray Anal. **20**. Proc. 25th Annu. Conf., Denver, 1976, New York—London, 1977, 393—402 și Weldments: Phys. Met. and Failure Phenom. Proc. 5th Bolton Land. Conf. Aug. 1978, Schenectady, N.Y., 1979, 195—205.
[29] Christian, H., Elfinger, F.-X. În: Maschinenschaden, 1978, **51**, 3, 124—130 și Maschinenbau, 1979, **8**, 2, 31—38.
[30] Cioclov, D., Șoflete, L. În: Constr. maș., 1975, **27**, 5, 211—215.
[31] Coffin, L. F. În: Trans. ASME, 1958, **79**, 7.
[32] Crane, L. W. În: Heat. Treat.: Meth. and Media. 5th Annu. Conf. and Eschib. Inst. Met. Techn., Birmingham, 1979, London, s.a., 1—10.
[33] Davidenkov, N.N. În: JTF, 1931, **1**, 1, și 2—3, 5—17 și 203—207; Zav. laboratoria, 1935, 6, 688—693; 1937, 8, 987—990 și 1950, 2 și 12, 188—192 și 1 452—1 455; Metallurg, 1936, 12, 33—35.
[34] Dehlinger, U. În: Z. Metallkde, 1942, **34**, 197—199 și 1959, **50**, 126—130.
[35] De Lorenzi, H. G., Schumacher, B.I. În: Trans. ASME. J. Pressure Vessel Technol., 1984, **106**, 4, 383—390.
[36] Denton, A. A. În: Metallurg. Rev., 1966, **11**, 1—23.
[37] Dorn, L. În: Konstruktion, 1982, **34**, 12, 485—492.
[38] Evans, W. P., Littmann W. E. În: SAE J., 1963, 3, 118—121.
[39] Fidler, R. În: Int. J. Pressure Vessels and Pip., 1983, **14**, 1, 35—62 și Metal. Constr., 1984, **16**, 9, 540—545.
[40] Fink, K., Rohrbach, Chr. *Handbuch der Spannungs-und Dehnungsmessung.* Düsseldorf, VDI-Verlag, 1958.
[41] Finnern, B., Schaaber, O. În: Härterei-Techn. Mitt., 1960, **15**, 20—30.
[42] Flavenot, J. F., Niku-Lari, A. În: Sémin. contraint. intern., Voreppe, 16—17 nov., 1978, S. I., s.a., 1—14.
[43] Fox, J. În: Engineering, 1930, **129**, 3 340, 15—67

Ședința a 26-a a Consiliului subsistemului de informare științifică și tehnică în industria carboniferă

INFORMCARBUNE

În conformitate cu planul de muncă al Comisiei Permanente CAER de colaborare în domeniul industriei carbonifere, în perioada 23—27 mai a.c., au avut loc la București lucrările celei de-a 26-a ședințe a Consiliului subsistemului de informare științifică și tehnică INFORMCĂRBUNE.



La lucrări au participat reprezentanții organelor naționale desemnate din R. P. Bulgaria, R. S. Cehoslovacă, R. D. Germană, R. P. Mongolă, R. P. Polonă, R. S. România, R. P. Ungară și U.R.S.S., precum și reprezentantul secretariatului CAER.

Participanții la ședință au fost salutați de tovarășii ing. P. Vasiliu, director adjunct la Direcția tehnică și cooperare economică internațională a Ministerului Minelor și ing. Gh. Anghel, directorul Institutului Național de Informare și Documentare, reprezentantul R. S. România în Comitetul reprezentanților împuterniciți ai țărilor membre ale Centrului Internațional de Informare Științifică și Tehnică.

Au fost examinate și adoptate măsuri cu privire la aducerea la îndeplinire a hotărîrilor organelor superioare CAER, la activitatea subsistemului și perfecționarea acesteia în continuare în regim tradițional și automatizat, la introducerea informațiilor faptice în industria carboniferă, la asigurarea teleaccesului la baza de date a Sistemului Internațional de Informare Științifică și Tehnică și la organizarea unor expoziții internaționale privind cuceririle științei și tehnicii din industria carboniferă a țărilor membre ale CAER.

Lucrările ședinței a 26-a a Consiliului subsistemului INFORMCĂRBUNE s-au desfășurat într-o atmosferă de lucru, prietenească și de deplină înțelegere.

M. E.

SIMPOZION

Tehnologii topografice inginerești în economia națională

Baia Mare, 13—14 mai 1988

Modificările substanțiale aduse de ultimul deceniu în ceea ce privește instrumentația și tehnologiile topografice au reclamat necesitatea organizării unei întîlniri a factorilor decizionali în domeniu, specialiști, dar și beneficiari. Urmînd o tradiție și bazat pe experiența acumulată în ultimii doi ani în organizarea unor manifestări științifice în premieră în domeniul măsurărilor terestre, municipiul Baia Mare a găzduit în zilele de 13 și 14 mai a.c. primul simpozion național de topografie, **Tehnologii topografice inginerești în economia națională**, organizat sub auspiciile Comisiei de Geodezie a Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor, Centrala minereurilor Baia Mare și Institutul de Subingineri Baia Mare, în colaborare cu Comitetul Județean Maramureș al U.T.C., I.C.I.T.P.M.N. Baia Mare, I.P.E.G. Maramureș, C.P.J. Maramureș, Comisia Județeană a Inginerilor și Tehnicienilor, Universitatea Cultural Științifică Baia Mare.

La această acțiune au participat peste 400 de specialiști din toate județele țării și s-au prezentat un număr de 75 de lucrări științifice.

Au fost prezente cadre didactice din învățămîntul universitar și liceal, conducători de unități beneficiare, cercetători științifici, proiectanți, specialiști topografi din diferite ramuri ale economiei naționale: minerit, construcții, îmbunătățiri funciare, organizarea și sistematizarea teritoriului, agricultură, transporturi.

Cuvîntul de deschidere a lucrărilor simpozionului a revenit președintelui comitetului de organizare, ing. Nicolae Dicu, director general al Centralei minereurilor Baia Mare.

După o prezentare în ansamblu a activităților miniere din cadrul centralei maramureșene, vorbitorul a subliniat importanța evenimentului pentru economia națională, avînd în vedere responsabilitățile deosebite ale topogarafiei în cercetarea, proiectarea, conducerea și evidența proceselor de producție, investiții sau exploatare. În continuare a luat cuvîntul șef lucr. ing. Gheorghe M. T. Rădulescu, secretar al Comitetului de organizare, care a punctat obiectivele principale ale întîlnirii:

— o cît mai bună corelare a ceea ce reclamă economia națională de la activitatea topografică cu ceea ce poate aceasta oferi;

— impunerea activităților topografice în cadrul tehnologiilor în care se aplică;

— alinierea activității topografice naționale la un nive performant, competitiv.

În cadrul festivității de deschidere a lucrărilor au mai luat cuvîntul Marian Marchiș, prim secretar al Comitetului Județean Maramureș al U.T.C., Ioan Babiciu, șeful secției economice a Comitetului Județean Maramureș al P.C.R., ing. Tiberiu Cosma, șeful compartimentului topografic din cadrul Centralei minereurilor Baia Mare. În încheiere a vorbit prof. dr. ing. Dumitru Ghițău, președintele Comisiei de Geodezie din cadrul C.N.I.T., șeful catedrei de măsurări terestre din Institutul de Construcții București.

După deschiderea oficială a simpozionului, lucrările s-au desfășurat pe trei secțiuni: instrumente topo-geodezice moderne; tehnologii topografice inginerești în execuția construcțiilor; tehnologii topografice inginerești în industria minieră.

● În cadrul primei secțiuni, conduse de prof. dr. ing. Dumitru Ghițău, s-au prezentat 20 de lucrări vizînd noutățile în construcția instrumentelor topo-geodezice, aplicații topografice pe calculator, adaptarea aparatelor pentru diferite măsurări. Dintre lucrările prezentate amintim:

— *Realizări și perspective în domeniul topografiei inginerești*, autor: conf. dr. ing. V. Ursea, Institutul de Construcții București, președintele secției de topografie din cadrul C.N.I.T.

— *Considerații asupra variației coeficientului de refracție în nivelmentul trigonometric executat în terenuri plane*, autori: ing. C. Burdușelu, ing. M. Popa, I.S.P.I.F. București.

— *Propuneri pentru unele metode de determinare a indicilor de precizie în poligonațiile ale căror distanțe se măsoară cu instrumente electronice*, autor : ing. M. Horomnea, I.P.G.G. București.

— *Adaptarea tahimetrului electrooptic EOT 2000 la transmiterea cotelor prin puțuri, măsurînd distanțe verticale*, autor : ing. Gh. Fânățan, I.P.E.G. Maramureș.

— *Noi aplicații pe calculator pentru lucrări topografice, realizate la Timișoara*, autori : dr. ing. A. Popa, ing. Gh. Novac, IPROTIM Timișoara.

— *Folosirea tahimetrului automat RECOTA în lucrările de trasare*, autor : ing. N. Chirilov, I.C.I.T.P.M.N. Baia Mare.

— *Preocupări privind elaborarea tarifelor globale pentru ridicări topografice*, autori : colectiv I.S.P.I.F. București.

● Cea de-a doua secțiune, condusă de conf. dr. ing. V. Ursea, președintele secției de topografie din cadrul C.N.I.T., a cuprins 28 de lucrări. S-au prezentat lucrări vizînd tehnologiile topografice adoptate la realizarea unor obiective importante : centrala atomoelectrică tip CANDU, canalul Dunăre—Marea Neagră, metroul capitalei, coșuri de fum, baraje, obiective industriale, civile, social-culturale, poduri etc.

Dintre lucrările prezentate :

— *Tehnologii și metode topografice aplicate la execuția cupolelor metalice de la complexele agroalimentare* „Delfinul" și „Unirea' București, autori : conf. ing. E. Ulea, asist. ing. D. Onose, asist. ing. I. Feldioreanu, I. C. București.

— *Conceptul de topografie dinamică în studiul comportării în timp a structurilor*, autori: șef lucr. ing. Gh. M. T. Rădulescu, șef lucr. ing. V. Panțel, Institutul de Subingineri Baia Mare.

— *Tehnologii topografice folosite în construcția centralelor nucleare-electrice tip CANDU*, autori : șef. lucr. dr. ing. Gh. Tămăioagă, conf. dr. ing. M. Neamțu, conf. ing. E. Ulea, asist. ing. R. Țurcanu, asist. ing. J. Neumer, asist ing. I. Feldioreanu, ing. cerc. I. Folfă, I.C.M.

— *Procedeu de omogenizare a rețelei planimetrice de sprijin în zona ansamblurilor de clădiri din centrul civic al capitalei*, ing. C. Coteanu, ing. M. Fomov, Institutul „Proiect" București.

— *Folosirea metodelor statisticii matematice la determinarea și interpretarea tasărilor construcțiilor*, autori : ing. Doina Helvei, ing. M. Gavrilescu, ing. V. Helvei, I.G.F.C.O.T. București.

— *Lucrări topografice la realizarea canalului Dunăre—Marea Neagră, podurilor dunărene, metroului din București*, autor : ing. Gh. Năstase, I.P.T.A.N.A. București.

— *Conceptul de topografie dinamică în studiul comportării în timp a terenurilor*, autor : șef lucr. ing. Gh. M. T. Rădulescu, conf. dr. ing. A. Popescu, Institutul de Subingineri Baia Mare.

— *Tehnologii topografice utilizate în timpul deplasării unor construcții pe noi amplasamente*, autori: conf. dr. ing. M. Neamțu, șef lucr. dr. ing. Gh. Tămăioagă, conf. ing. E. Ulea, asist. ing. R. Turcanu, asist. ing. J. Neumer, asist. ing. I. Feldioreanu, ing. C. Coteanu, I. C. București.

— *Verificarea stabilității punctelor într-o drumuire închisă cu nivele de pondere diferită*, autori : asist. ing. V. Doandes, ing. V. Druzenco, Institutul Politehnic „Traian Vuia" Timișoara.

— *Măsurări topografice pentru cercetări științifice în domeniul îmbunătățirilor funciare*, autor : dr. ing. I. Leu, Institutul Agronomic „N. Bălcescu" București.

— *Aspecte noi la prelucrarea măsurărilor geodezice necesare urmăririi comportării în timp a barajelor*, autor : dr. ing. M. Samuilă, I.C.P.G.A. București.

— *Asupra măsurărilor topografice necesare studierii prin metode radioactive a deplasărilor aluvionare în albia Dunării, zona Tulcea aval*, autori : prof. dr. ing. I. Pop, lector dr. mat. Lidia Kozma, șef lucr. ing. Gheorghe M. T. Rădulescu, șef lucr. ing. V. Panțel, Institutul de Subingineri Baia Mare.

● Un deosebit interes au stîrnit comunicările prezentate în cadrul secției a treia conduse de șef lucr. dr. ing. I. Pădure, de la Institutul de Mine Petroșani. Au putut fi audiate lucrări vizînd cele mai importante activități din domeniu : verticalitatea puțurilor, străpungeri miniere, dinamica deformării suprafețelor situate deasupra minelor, aplicații ale informaticii în topografia minieră.

S-au prezentat 27 de lucrări, dintre care :

— *Metodă și dispozitiv pentru urmărirea în timp a verticalității puțului de mină*, autori prof. dr. ing. N. Dima, șef. lucr. dr. ing. I. Pădure, șef. lucr. ing. L. Lișca, asist. ing. Zorica Libardi, Institutul de Mine Petroșani.

— *Concluzii privind urmărirea deplasărilor suprafeței ca efect al exploatării stratului 3 bloc VI la I. M. Lonea*, autori : prof. dr. ing. N. Dima, șef lucr. ing. M. Ortelecan, Institutul de Mine Petroșani.

— *Lucrări topografice la adîncimea puțului nr. II (Malnaș) între oriz. + 33 și oriz. + 180, cu pilier de protecție și amenajare definitivă*, autor : sing. C. Chișcă, Mina Cavnic.

— *Transmiterea sistemului de referință în abataje la zăcămintele tubulare puternic tectonizate în vederea aplicării tehnologiilor de exploatare*, autor : sing. Șt. Ghinea, I. M. Baia Borșa.

— *Utilizarea înregistrărilor din avion prelucrate fotogrametric în scopul proiectării și determinării poziției topogeodezice a rețelelor de observații geofizice*, autori : ing. Viorica Popescu ing. I. Balu, I. G. G. București.

— *Unele aspecte privind dinamica deformării suprafeței la mina Ghelari*, autor : ing. Gh. Albu, Intreprinderea minieră Hunedoara.

— *Programe topo-geodezice pe microcalculator HC 85 aplicate în prospecțiunile seismice pentru hidrocarburi*, autori : ing. Fl. Costică, ing. I. Petrescu, I.P.G.G. București.

— *Utilizarea mijloacelor moderne de prelucrare a datelor (plotere digitizoare) în redactarea planurilor de situație miniere în Centrala sării și nemetaliferelor București*, autori : mat. Horia Voicu și colectiv, Centrul de calcul electronic Cluj.

— *Tehnologii topografice inginerești în industria minieră*, autor : ing. L. Panciuc, I.C.I.T.P.M.N. Baia Mare.

— *Instrument electronic de măsurare a deviației față de verticală a puțurilor miniere săpate prin foraj de diametru mare*, autori : ing. T. Morar, ing. C. Rada, ing. N. Drăgan, I.F.L.G.S. București.

— *Rețeaua de sprijin pentru străpungerea în front și contrafront a galeriilor 23 August Baia Borșa — Galeria Ivășcoaia*, autori : ing. G. Popa, ing. V. Ciuman, sing. V. Aga, I.P.E.G. Maramureș.

— *Trasarea și execuția lucrărilor miniere cu profil mare la Mina Șuior*, autor : ing. V. Bobariu.

— *Străpungeri miniere realizate în bazinul minier Baia Mare în ultimii 30 de ani*, autor : T. Cosma, C. M. Baia Mare.

— *Metodă topografică complexă de urmărire la suprafață și în subteran a mișcării masivului de roci acoperitoare exploatării zăcămîntului Suior, avînd ca efect creșterea fiabilității lucrărilor de deschidere și pregătire*, autori : șef. lucr. ing. M. Ortelecan, șef. lucr. dr. ing. I. Pădure, asist. ing. H. Bendea, I. M. Petroșani, ing. T. Cosma, C. M. Baia Mare, ing. V. Bobariu, Mina Șuior, ing. C. Spătaru, I.C.I.T.P.M.N. Baia Mare.

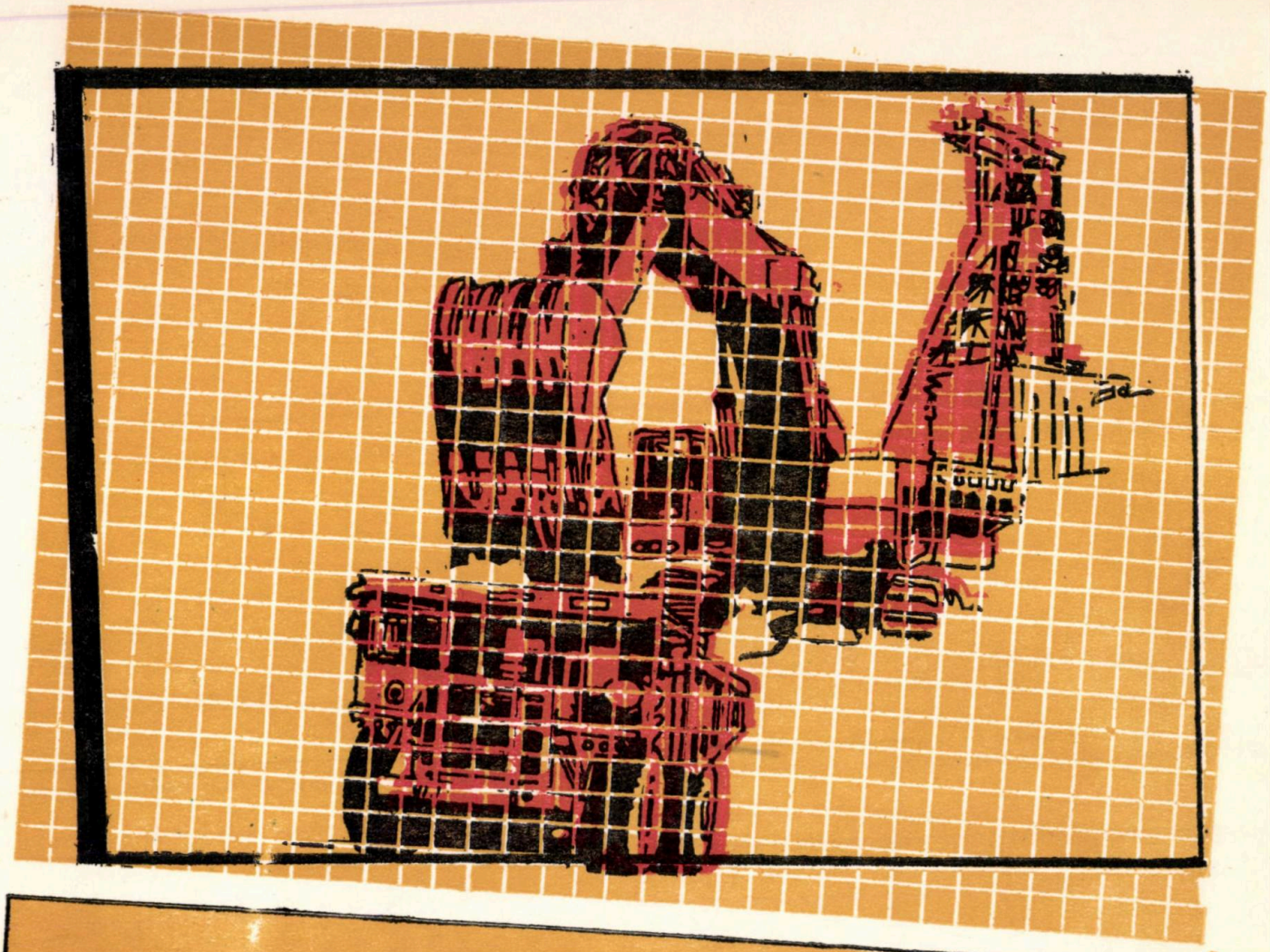
După prezentarea lucrărilor au urmat discuții pe marginea acestora, cît și privind activitatea minieră în general. În sinteză se poate concluziona :

— acest prim simpozion s-a dovedit deosebit de util pentru toți participanții, deci există premise pentru o revitalizarea a activității topografice la nivel național ;

— prin prezența la lucrările simpozionului, practic, a tuturor specialiștilor de frunte în domeniu a fost asigurat un cadru științific deosebit ;

— prin organizarea consecutivă a celei de-a treia manifestări științifice în premieră în domeniul măsurărilor terestre în municipiul Baia Mare (mai 1986 cadastru funciar, octombrie 1986 topografie minieră) s-a dovedit existența în zonă a unei puternice forțe în ceea ce privește pregătirea, pasiunea și dotarea în domeniu, corelată cu un sprijin deosebit acordat activității topografice.

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR



INTREPRINDEREA DE PIESE DE SCHIMB SI REPARATII UTILAJ MINIER DEVA

PRODUCE:

••• piese de schimb pentru utilaj minier şi uzinele de preparare a minereurilor ••• piese turnate din oţel-carbon şi oţel înalt aliat pentru utilajele din uzinele de preparare a minereurilor ••• diferite confecţii metalice.

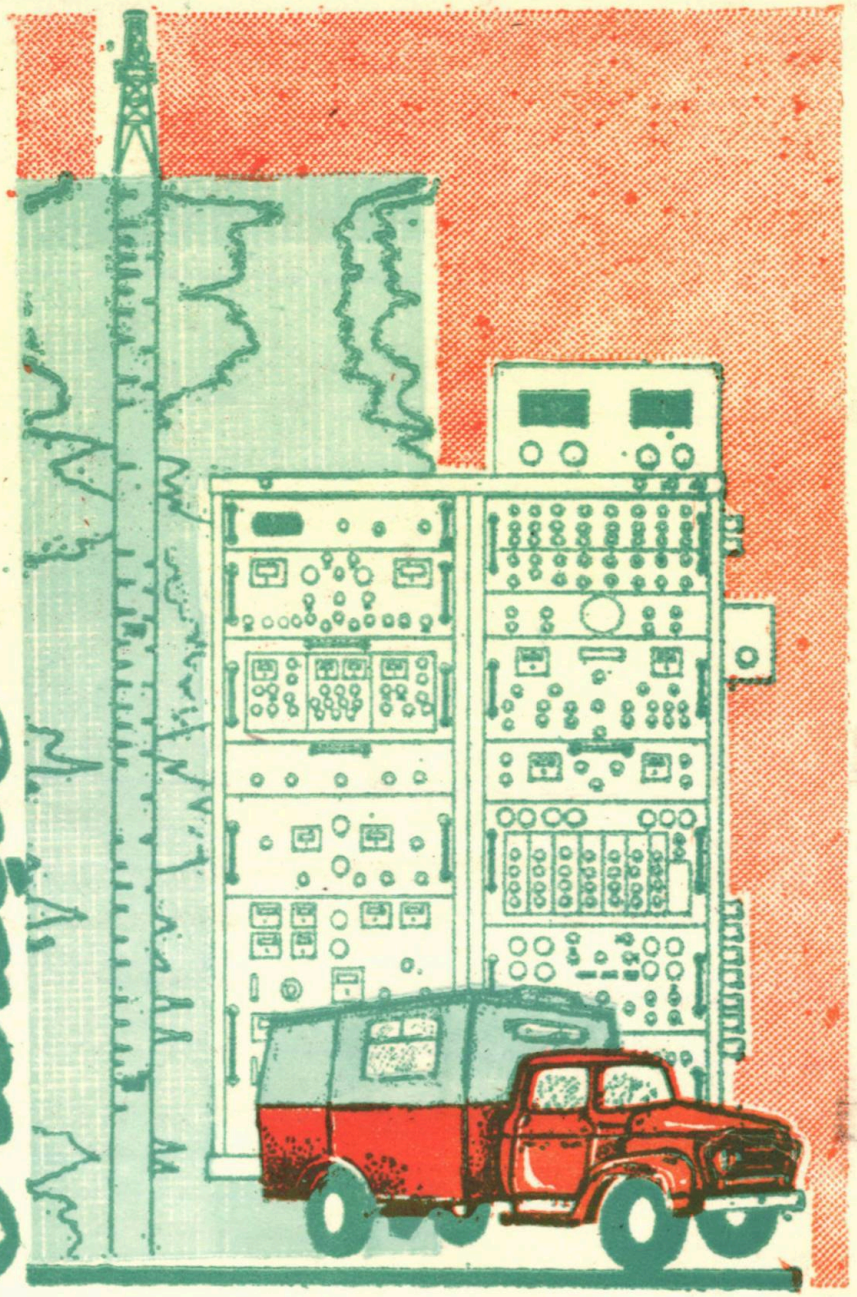
EXECUTA:

••• reparaţii la utilajele din uzinele de preparare, în întreprindere şi cu echipe SERVICE specializate, direct la beneficiar ••• reparaţii la utilajele miniere din cariere: EKG-4,6 - 5 şi 8 m^3; în întreprindere şi cu echipe SERVICE la beneficiar ••• reparaţii la autobasculante grele de 50 şi 55 t ••• reparaţii generale de motoare pentru autobasculante grele de 50-55 t tip MTU ••• recondiţionări de piese de schimb prin sudură, metalizare şi prelucrări mecanice ••• rectificări de arbori cotiţi pentru utilaj minier şi mijloace de transport ••• recondiţionări de piese pentru excavatoarele EKG-4,6 - 8 m^3 (braţe, batiuri, cupe etc.).

IPSRUM DEVA, str. C.A.Rosetti nr.5, tel. 14647, 15250
cont BNRSR Deva 30.12.05.101

SEP 16

INTREPRINDEREA CAROTAJ SI PERFORARE Ploiești



PLOIESTI, str. Clopoței nr. 2A,
telefon: 45421, 11774, 23440,
21842, telex 207.

INTREPRINDEREA
DE CAROTAJ
SI PERFORARE
PLOIESTI

EXECUTA:

- în principal:
  - operațiuni de punere în producție a sondelor de explorare și exploatare la presiuni și temperaturi ridicate.
- alte operațiuni, ca:
  - detectări ale locului de prindere a materialului tubular;
  - detonări în vederea degajării materialului tubular prins în sondă;
  - probe laterale din strat;
  - perforarea sondelor cu aparatură lansabilă prin coloană sau țevi de extracție;
  - fixări de packere în coloană;
  - fixări de dopuri în coloană.

E1445

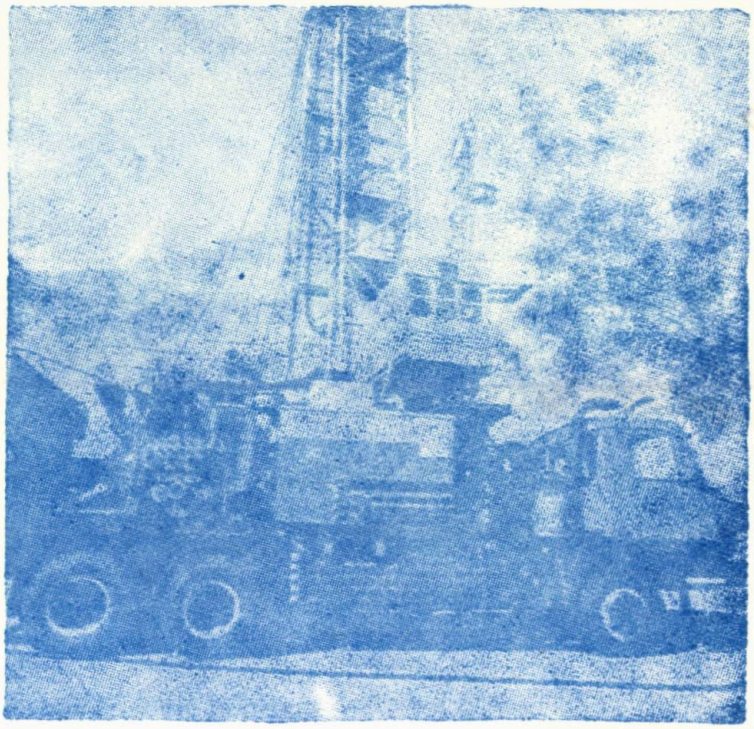
66

MINE
PETROL
GAZE

BUCUREŞTI – ROMÂNIA ★ Vol. 39, septembrie 1988

9

IFFOSP



MINISTERUL PETROLULUI

INTREPRINDEREA DE FLUIDE DE FORAJ SI OPERATII SPECIALE PETROLIERE

PLOIESTI, strada Clopoţei nr. 2

EXECUTA OPERATII SPECIALE LA SONDELE DE FORAJ SI EXTRACTIE:

- stimulare-completare în vederea intensificării afluxului de ţiţei în sonde;
- operaţii de cimentare, rezolvarea manifestărilor eruptive şi prinderea garniturilor la puţ, probarea stratelor în timpul forajului, circulaţii şi pompări de fluide etc.:
- prepararea de amestecuri şi transportul materialelor pulverulente şi al fluidelor la sonde;
- rezolvarea dificultăţilor ivite în timpul forajului şi al exploatărilor;
- stabilirea reţetelor, prepararea şi verificarea soluţiilor înainte de începerea tubajului;
- transportul tehnologic al instalaţiilor de tubaj şi transportul materialului tubular;
- prepararea de aditivi şi condiţionarea fluidelor de foraj şi a pastelor de ciment.

MINE, PETROL ŞI GAZE

ORGAN AL MINISTERULUI MINELOR ŞI AL MINISTERULUI PETROLULUI

ANUL XXXIX

Nr. 9 1988

CUPRINS

Bocan, I., Pleşea, V. **Alegerea celui mai raţional tip de susţinere metalică a lucrărilor miniere, corelat cu manifestarea tensiunilor pentru condiţii date** 425

Fotă, D., Cărtuţă, Gh. **Influenţa exploatării unui zăcământ filonian asupra masivului înconjurător şi a suprafeţei** 428

Tat, S., Pop, C. **Tehnologie de impuşcare cu încărcături alungite în găuri, sub protecţie de apă, la exploatarea stratelor subţiri de cărbune în minele grizutoase** 440

Constantinescu, I., Sârbu, R. **Studiul mişcării granulelor minerale dense pe suprafaţa de separare a mesei de concentrare** 442

Georgescu, O., Frunzescu, D., Beca, C. **Rezervoare de hidrocarburi din fundamentul fisurat magmatic şi metamorfic pe glob (II)** 445

Meghea Aurelia, Peleanu, I. **Aplicarea spectroscopiei RES în cercetarea geochimică petrolieră (II)** 451

Pavel, A. **Tensiuni reziduale în componentele utilajelor tehnologice (II)** 459

COLEGIUL DE REDACŢIE

Preşedinte : ing. **Vasile-Gheorghe Scripăţ-Florescu** ; *vicepreşedinţi :* dr. ing. **Gheorghe Aldea** şi ing. **Traian Cojocaru** ; *membri :* ing. **Teodor Boru**, ing. **Gheorghe Boteanu**, ing. **Alexandru Butac**, ing. **Minea Ene**, prof. dr. ing. **Dumitru Fodor**, dr. ing. **Iancu Geangălă**, ing. **Gheorghe Giuclea**, ing. **Ion Gâf-Deac**, dr. ing. **Mircea Guran**, ing. **Ion Mărăscu**, ing. **Ion Mitrea**, dr. ing. **Florea Neagu**, ing. **Nicolae Pantilie**, ing. **Mircea Refec**, ing. **Aurel Sandu**, dipl. univ. **Elena Vrânceanu**, *redactor.*

REZUMATE

C.Z. 622.281.5

Bocan, I., Pleşea, V. *Alegerea celui mai raţional tip de susţinere metalică a lucrărilor miniere, corelat cu manifestarea tensiunilor pentru condiţii date*

După consideraţii asupra stabilităţii lucrărilor miniere orizontale, se analizează adaptarea susţinerii metalice funcţie de manifestarea tensiunilor în jurul excavaţiei subterane.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 9, 1988

C.Z. 622.02 : 622.833

Fotă, D., Cărtuţă, Gh. *Influenţa exploatării unui zăcământ filonian asupra masivului înconjurător şi a suprafeţei*

Sînt prezentate principalele condiţii de zăcământ şi de exploatare ale unei părţi dintr-un zăcământ filonian de minereuri neferoase, căile de investigaţie utilizate şi rezultatele obţinute, precum şi prognoza evoluţiei deformaţiilor în vederea preîntîmpinării unor efecte negative în funcţionarea şi exploatarea lucrărilor miniere din subteran şi a amenajărilor de la suprafaţă.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 9, 1988

C.Z. 622.235.1: 622.812 : 622.33

Tat, S., Pop, C. *Tehnologie de impuşcare cu încărcături alungite în găuri, sub protecţie de apă, la exploatarea stratelor subţiri de cărbune în minele grizutoase*

Sînt analizate principiul tehnologiei respective, care constă în forarea în stratul de cărbune de găuri de sondă paralele cu frontul de abataj pe toată înălţimea subetajului, precum şi cerinţele impuse de aceasta în vederea desfăşurării lucrărilor în condiţii de eficienţă şi siguranţă.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 9, 1988

C.Z. 622.764 :681.3.06

Constantinescu, I., Sârbu, R. *Studiul mişcării granulelor minerale dense pe suprafaţa de separare a mesei de concentrare*

Se prezintă studiul mişcării granulelor minerale în strat prin alunecarea fără salturi pe suprafaţa de separare a mesei de concentrare şi calculul regimurilor de lucru adecvate cu ajutorul unui program de calculator.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 9, 1988

C.Z. 553.988.288

Georgescu, O., Frunzescu, D., Beca, C. *Rezervoare de hidrocarburi din fundamentul fisurat magmatic şi metamorfic pe glob (II)*

În această a doua parte a lucrării se prezintă evoluţia în timp a fisurilor şi colmatarea lor. Pentru diferitele tipuri de roci magmatice şi metamorfice din fundament (redate în lucrare) se detaliază procesele posibile de alterare. Rezultă o zonă cu proprietăţi optime de rezervor ce impune, pentru exploatarea eventualelor acumulări de hidrocarburi, continuarea forajelor cu 100—200 m sub zona de alterare.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 9, 1988

C.Z. 550.4 :621.317

Meghea Aurelia, Peleanu, I. *Aplicarea spectroscopiei RES în cercetarea geochimică petrolieră (II)*

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 9, 1988

C.Z. 620.193

Pavel, A. *Tensiuni reziduale în componentele utilajelor tehnologice (II)*

Se analizează conceptul de deformaţie/distorsiune reziduală datorită sudării şi se studiază influenţa tensiunilor reziduale în condiţiile solicitărilor statice, dinamice sau variabile, de asemenea în circumstanţele distrugerii fragile-brutale, uzării mecanice şi coroziunii. Se evidenţiază influenţa tensiunilor şi deformaţiilor/distorsiunilor reziduale asupra preciziei dimensionale şi formei constructive ale elementelor şi structurilor. Se prezintă modalităţile practice de eliminare a tensiunilor reziduale.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 9, 1988

CONTENTS

C.Z. 622.281.5

Bocan, I., Pleşea, V. *Choosing the most rational type of metallic supports for mining workings and the manifestation of pressures in given conditions*

After some considerations regarding the stability of horizontal mining workings, the adaptation of the metallic support type according to the pressures around the underground excavation is analysed.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 9, 1988

C.Z. 622.02.:622.833

Fotă, D., Cărtuţă, Gh. *The influence of a lode deposit mining on the surrounding massif and the surface*

The main deposit and mining conditions of a lode deposit section of nonferrous minerals are presented, as well as the methods of investigation which have been used, the results obtained and the prognosis regarding the evolution of deformations, in order to present some negative effects in the functioning and mining of some underground mining workings and the surface operations.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 9, 1988

C.Z. 622.235,1 :622.812 :622.33

Tat, S., Pop, C. *Long charge blasting method in water-protected holes, for the mining of thin coal seams in gassy mines*

The principle of the respective method is analyzed; it consists in drilling holes in the coal seams, parallel to the front, the whole height of the sublevel. The requirements imposed by this method for efficient and safe working conditions are also analyzed.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 9, 1988

C.Z. 622.764 :681.3.06

Constantinescu, I., Sârbu, R. *On the displacement of dense mineral particles on the separation surface of the concentration table*

The study concerning the displacement of mineral particles in the seam by their smooth sliding on the separation surface of the concentration table is presented, as well as the calculation of an efficient work schedule, by means of a computer programme.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 9, 1988

C.Z. 553.982.288

Georgescu, O., Frunzescu, D., Beca, C. *Hydrocarbon reservoires in the magmatically and metamorphically fissures fundament in the world (II)*

In this second part of the paper, the authors present the evolution in time of fissures and their clogging. For the different types of magmatic and metamorphic rocks in the fundament, the possible alteration processes are detailed. The result is a zone with optimum reservoir properties, which asks for a continuation of drilling 100—200 m under the alteration zone, in order to win the possible hydrocarbon accumulations.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 9, 1988

C.Z. 550.4 :621.317

Meghea Aurelia, Peleanu, I. *The application of RES spectroscopy in petroliferous geochemical research work (II)*

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 9, 1988

C.Z. 620.193

Pavel, A. *Residual tensions in the components of technological equipment (II)*

The concept of residual deformation/distorsion due to welding is analyzed and the influence of residual tensions when static, dynamic or variable stresses occur is studied; also, in the circumstances of fragile violent destruction, mechanical wear and corrosion. The influence of residual tensions and deformations/distorsions on the dimensional precision and constructive shape of the elements and structures is emphasized. The practical methods for the elimination of residual tensions are also described.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 9, 1988

СОДЕРЖАНИЕ

C.Z. 622.281.5

Бокан, И., Плешя, В. *Выбор самого рационального типа металлической крепи для горных выработок в зависимости от проявления напряжений в данных условиях*

После некоторых соображений об устойчивости горизонтальных горных выработок анализировано приспособление металлической крепи в зависимости от напряжений вокруг разработанной зоны.

Ключевые слова: тип рациональный, металлическая крепь, выработка, напряжение, устойчивость.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 9, 1988

C.Z. 622.02 :622.833

Фотэ, Д., Кэртуцэ, Г. *Влияние разработки жильного месторождения на окружающий массив и поверхность*

Представлены главные условия месторождения и разработки одной части жильного месторождения цветных металлов, пути исследования и полученные результаты, а также прогноз эволюции деформации в виду предупреждения отрицательных последствий в работе и разработке подземных горных выработок и поверхностных сооружений.

Ключевые слова: влияние, жильное месторождение, условие, деформация, прогноз.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 9, 1988

C,Z. 522.235.1 :622.812 :622.33

Тат, С., Поп, К. *Технология взрыва удлиненными зарядами в скважинах при защите воды при разработке тонких угольных пластов во взрывоопасных шахтах*

Анализирован принцип данной технологии, который состоит из бурения в фронте угля скважин, параллельных забою, по всей высоте подэтажа, а также требования к этой технологии для эффективной и безопасной работы.

Ключевые слова: технология, взрыв, защита, заряд, взрывоопасность, бурение, скважина.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 9, 1988

C.Z. 622.764 :681.3.06

Константинеску, И., Сырбу, Р. *Изучение движения плотных минеральных гранул на поверхности разъёма концентрационного стола*

Представлено изучение движения минеральных гранул в слое скольжением без скачков на поверхности разъёма концентрационного стола и расчёт соответствующих рабочих режимов с помощью программ СЭВ.

Ключевые слова: минеральные гранулы, концентрационный стол, расчёт, программа СЭВ.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 9, 1988

C.Z. 553.982.288

Джёрджеску, О., Фрунзеску, Д., Бека, К. *Углеводородные резервуары трещиноватого магматического и метамофического фундамента Шара (II)*

Во второй части статьи представлена эволюция трещин и их заилывание. Для различных типов магматических и метаморфических пород фундамента (представленных в статье) подробно описаны возможные процессы выветривания. Образована зона с оптимальными свойствами резервуара, которая требует продолжения бурений на 100 — 200 м под зоной выветривания для разработки эвентуальных накоплений углеводородов.

Ключевые слова: углеводороды, фундамент, шар, трещины, выветривание, магматические и метаморфические породы, бурение.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 9, 1988

C.Z. 550.4 : 621.317

Мегя, А., Пеляну, И. *Применение спектроскопии РЕС для геохимического нефтяного исследовании (II)*

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 9, 1988

C.Z. 620.193

Павел, А. *Остаточные напряжения в составных частях технологического оборудования (II)*

Анализирован концепт деформации/остаточного искривления из-за сварки и изучено влияние остаточных напряжений в условиях статических, динамических износов и корозии. Выявлено влияние напряжений и деформации / остаточных искривлений на точность размеров и конструктивную форму элементов и структур. Представлены практические способы устранения остаточных напряжений.

Ключевые слова: остаточные напряжения, технологическое оборудование, сварка, влияние, деформации, способы.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 9, 1988

SOMMAIRE

C.Z. 622.281.5

Bocan, I., Pleşea, V. *Le choix du type de soutènement métallique des travaux miniers le plus rationel correlé avec la manifestation des tensions pour des conditions données*

Après quelques considérations sur la stabilité des travaux miniers horizontaux, on analyse l'adaptation du soutènement métallique en fonction de la manifestation des tensions autour de l'excavation souterraine.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 9, 1988

C.Z. 622.02 622.833

Fotă, D., Cărtuţă, Gh. *L'influence de l'exploitation d'un gisement filonien sur le massif entourant et la surface (I)*

On présente les principales conditions de gisement et de l'exploitation d'une partie d'un gisement filonien de minerais non-ferreux, les voies d'investigation utilisées et les résultats obtenus, de même que la prognose de l'évolution des déformations en vue de la prévention de certains effets négatifs dans le fonctionnement et l'exploitation des travaux miniers dans le souterrain et des aménagements à la surface.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 9, 1988

C.Z. 622.235.1 : 622.812 : 622.33

Tat, S., Pop, C. *Téchnologie de tir avec des charges allongées dans des trous sous protéction à l'eau dans l'exploitation des couches minces de charbon dans les mines grisouteuses*

On analyse le principe de la technologie respective, qui consiste dans le forage dans la couche de charbon des trous de sonde paralelles avec le front d'abatage sur toute l'hauteur du sous-étage, de même que les exigences imposées par celle-ci en vue du déroulement dans des conditions d'efficience et sûreté.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 9, 1988

C.Z. 622.764 : 681.3.06

Constantinescu, I., Sârbu, R. *L'étude du mouvement des granules minérales denses sur la surface de séparation de la table de concentration*

On présente l'étude du mouvement des granules minérales dans la couche, par le glissement sans sauts sur la surface de séparation de la table de concentration et le calcul des régimes de travail adéquats à l'aide d'un programme de calculateur.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 9, 1988

C.Z. 553.982.288

Georgescu, O., Frunzescu, D., Beca, C. *Des réservoires de hydrocarbures du fondement fissuré magmatique et métamorphique sur la Terre (II)*

Dans cette deuxième partie de l'ouvrage on présente l'évolution temporelle des fissures et leur colmatage. Pour les différents types de roches magmatiques et métamorphiques du fondemment (présentés dans l'ouvrage) on détaille les processus possibles d'altération. D'ici résulte une zone avec des proprietés optimes de réservoire qui impose,pour l'exploitation des eventuelles accumulations de hydrocarbures, la suite des forages à 100—200 m sous la zone d'altération.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 9, 1988

C.Z. 550.4 : 621.317

Meghea Aurelia, Peleanu, I. *L'application de la spectroscopie RES dans la recherche géochimique pétrolière* (II)

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 9, 1988

C.Z. 620.193

Pavel, A. *Tensions résiduelles dans les composantes des outillages technologiques (II)*

On analyse le concepte de déformation/distorsion résiduelle due à la soudure et on étudie l'influence des tensions résiduelles dans les conditions des sollicitations statiques, dynamiques, ou variables, de même que dans les circonstances de la déstruction fragile — brutale, de l'usure mécanique et de la corrosion. On met en évidence l'influence des tensions et des déformations/distorsions résiduelles sur l'exactité dimensionelle et de la forme constructive des élements et des structures. On présente les modalités pratiques d'élimination des tensions résiduelles.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 9, 1988

INHALT

C.Z. 622.281.5

Bocan, I., Pleşea, V. *Die Wahl des vernünftigsten Typs von metallischem Ausbau für Grubenbaue in Zusammenhang mit dem Druckauftritt in gegebenen Verhältnissen*

Nach einigen Betrachtungen über die Stäbilität der sohligen Grubenbaue wird die Anpassung des metallischen Ausbaus, von dem Druckauftritt um den Bruchfeld abhängend überprüft.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 9, 1988

C.Z. 511.02 :622.833

Fotă, D., Cărtuţă, Gh. *Der Einfluss des Abbaus einer gangförmigen Lagerstätte auf das Nebengestein und auf die Tagesoberfläche*

Vorgestellt werden die wichtigsten Lagerstätten — und Abbauverhältnisse einer gangförmigen Lagestätte von nichteisenen Erzen, die angewendeten Untersuchungswege und die erhaltenen Ergebnisse, sowie die Vorsage der Verformungsentwicklung, zwecks der Vorbeugung einiger negativen Wirkungen in dem Betrieb der untertägigen Grubenbaue und der Tageseinrichtungen.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 9, 1988

C.Z. 622.235.1 :622.812 . :622.33

Tat, S., Pop, C. *Sprengtechnologie mit verlängerten Sprengstoffladungen in Bohrlöchern unter Wasserschutz bei dem Abbau von Kohlenflözen kleiner Mächtigkeit in grubengasgefährdeten Gruben*

Der Grundsatz dieser Technologie wird überprüft. Er besteht darin dass in dem Kohlenflöz Bohrlöcher parallel mit dem Abbaustoss auf der ganzen Höhe der Teilsohle gebohrt werden. Vorgestellt werden die Forderungen für die Ausführung der Arbeit unter Effizienz und Sicherheitsbedingungen.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 9, 1988

C.Z. 622.764 :681.3.06

Constantinescu, I., Sârbu, R. *Untersuchung der Bewegung der dichten Mineralstoffteilchen auf der Trennfläche der Herdtafeln*

Vorgestellt wird die Untersuchung der Bewegung der Mineralsoffteilchen im Bett durch springlose Gleitung auf der Trennfläche der Herdtafeln und die Berechnung der geeigneten Betriebsverhältnisse mit Hilfe eines Rechnersprogramms.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 9, 1988

C.Z. 553.982.288

Georgescu, O., Frunzescu, D., Beca, C. *Kohlenwasserstofflagerstätte in dem magmatisch und metamorphisch-gerissenen Fundament (II)*

In dem zweiten Teil dieser Arbeit wird die zeitliche Entwikkung der Risse und ihre Verschlammung vorgestellt. Für die verschiedenen Arten von magmatischen und metamorphischen Gesteinen (die in der Arbeit vorgestellt werden) sind die möglichen Verwitterungsprozesse vorgestellt. Daraus resultiert ein Bereich mit optimalen Reservoireigenschaften, welcher, für die Gewinnung eventueller Kohlenwasserstoffansammlungen die Weiterführung der Bohrungen noch 100—200 m unter der Verwitterungszone fordert-

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 9, 1988

C.Z. 550.4 :621.317

Meghe Aurelia, Peleanu, I. *Anwendung der ESR—Spektroskopie in der geochemischen Erdölforschungen (II)*

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 9, 1988

C.Z. 620.193

Pavel, A. *Restspannungen in den Einbauteilen der technologischen Ausrüstungen (II)*

Der Begriff von Restumformung/Restdistorsion, als Folge des Schweissens wird studiert und der Einfluss der Restspannungen unter statischen, dynamischen und schwankenden Bedingungen, sowie in Umständen der zerbrechlichen und stossartigen Zerstörung, des mechanischen Verschleisses und der Korrosion wird untersucht. Ausgezeichnet wird der Einfluss der Restspannungen und — umformungen/distorsionen auf die dimensionelle Genauigkeit und auf die Bauform der Einbauteile und Strukturen. Die praktischen Modalitäten für die Beseitigung der Restspannungen werden vorgestellt.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 9, 1988

Alegerea celui mai raţional tip de susţinere metalică a lucrărilor miniere, corelat cu manifestarea tensiunilor pentru condiţii date

Dr. ing. **I. Bocan**
ing. **V. Pleşea**
I.C.I.T.P.M.H. Petroşani

I. Asupra stabilităţii lucrărilor miniere orizontale

Prin executarea oricărei excavaţii subterane, în interiorul unei formaţiuni de roci, starea iniţială de tensiuni se modifică, rezultînd concentrări de tensiune care duc la apariţia deformaţiilor pe periferia excavaţiei, desprinderi, alunecări şi surpări de roci. Pentru înlăturarea acestor efecte periculoase, trebuie luate măsuri pentru susţinerea lucrărilor miniere.

În multe cazuri se întîmpină greutăţi privind susţinerea excavaţiilor subterane în roci cu stabilitate redusă.

Se cunosc cazuri concrete, la o serie de mine din bazinul Valea Jiului, cînd excavaţia subterană îşi pierde stabilitatea în timp, aceasta trebuind să fie rearmată de mai multe ori pe perioada ei de activitate, ceea ce conduce la o creştere considerabilă a preţului de cost.

De aceea, înainte de a trece la alegerea şi dimensionarea susţinerii, va fi necesar de efectuat un studiu caracteristic stărilor de tensiune pentru condiţiile date.

Astfel, luînd în studiu stabilitatea unei lucrări miniere cu profil circular, săpată în diferite categorii de roci şi la adîncimea cunoscută, pot fi scrise următoarele relaţii ale stării de tensiune:

$$\sigma_r = \frac{P}{2}\cdot\frac{m}{m-1}\cdot\frac{r^2-a^2}{r^2} + \frac{P}{2}\cdot\frac{m-2}{m-1}\left[1-\frac{4a^2}{r^2}+\frac{3a^2}{r^4}\right]\cos 2\varphi;$$

$$\sigma_\theta = \frac{P}{2}\cdot\frac{m}{m-1}\cdot\frac{r^2+a^2}{r^2} - \frac{P}{2}\cdot\frac{m-2}{m-1}\left[1+\frac{3a^4}{r^2}\right]\cos 2\varphi;$$

$$\tau = \frac{P}{2}\cdot\frac{m-2}{m-1}\left[-1-\frac{2a^2}{r^2}+\frac{3a^4}{r^4}\right]\sin 2\varphi.$$

Tensiunile maxime şi minime se deduc din relaţiile:

$$\sigma_{min}^{max} = \frac{\sigma_r+\sigma_\theta}{2} \pm \frac{1}{2}\sqrt{4\tau^2+(\sigma_r-\sigma_\theta)^2};$$

$$\tau_{max} = \frac{1}{2}\sqrt{4\tau^2+(\sigma_r-\sigma_\theta)^2},$$

în care:

σ_r, σ_θ, τ reprezintă tensiuni radiale, tangenţiale şi de forfecare, daN/cm²;
P — presiunea litostatică;
P = $\gamma_a H$, daN/cm²;
γ_a — greutatea specifică aparentă a rocilor, tf/m³;
m — constanta lui Poisson $\left(m = \frac{1}{\mu}\right)$;
μ — coeficientul lui Poisson;
r — raza lucrării miniere, m;
a — distanţa la care se face studiul stării de tensiune;
φ — unghiul de frecare interioară;
σ_{max}, σ_{min}, — tensiunile principale maximă şi minimă, daN/cm².

Considerînd amplasarea viitoarei galerii la adîncimea de 100 m în roci, $\gamma_a = 2{,}4$ tf/m³ şi $\mu = 0{,}2$, presiunea litostatică va fi:

$$P = 2{,}4 \cdot 100 = 240 \text{ tf/m}^2 = 24 \text{ daN/cm}^2.$$

Pentru $\varphi = 0°$ şi $\varphi = 180°$, respectiv în tavanul şi vatra lucrării, mărimea tensiunilor (radială, tangenţială şi de forfecare) va fi:

$$\sigma_r = 0;\ \sigma_\theta = -0{,}25\cdot P;\ \tau = 0.$$

Pentru $\varphi = 90°$ şi $\varphi = 270°$, respectiv în pereţii laterali ai lucrării, mărimea acestor tensiuni va fi:

$$\sigma_r = 0;\ \sigma_\theta = 2{,}75\cdot P;\ \tau = 0.$$

Aceasta înseamnă că mărimea şi modul de repartizare a tensiunilor principale vor fi (fig. 1):

$$\sigma_1 = \sigma_{max} = 2{,}75 \cdot 240 = 660 \text{ tf/m}^2 = 66 \text{ daN/cm}^2;$$

$$\sigma_3 = \sigma_{min} = -0{,}25 \cdot 240\,(-1) = 60 \text{tf/m}^2 = 6 \text{ daN/cm}^2.$$

Pentru ca lucrarea să fie stabilă, vor trebui îndeplinite următoarele condiţii:

$$\sigma_{max} \leqslant \sigma_c;$$

$$\sigma_1 - \sigma_3 \leqslant \sigma_t, \text{ adică } \sigma_1 - \sigma_3 = \frac{1-2\mu}{1-\mu}\gamma_a H \leqslant \sigma_t;$$

$$\frac{\sigma_1-\sigma_3}{2} \leqslant \sigma_f, \text{ adică } \frac{1}{2}\frac{1-2\mu}{1-\mu}\gamma_a H = \sigma_f.$$

Pentru mărimea eforturilor de compresiune, tracţiune şi forfecare (σ_c, σ_t, σ_f) specifice roci-

lor ce urmează a fi intersectate de lucrare, considerate cunoscute, de 300 daN/cm², 15 daN/cm², respectiv 12 daN/cm², verificarea celor trei condiții conduce la următoarele rezultate :

$$\sigma_e = 300 \text{ daN/cm}^2 > \sigma_{max} = 66 \text{ daN/cm}^2;$$

$$\sigma_1 - \sigma_3 = 18 \text{ daN/cm}^2 > \sigma_t = 15 \text{ daN/cm}^2;$$

$$\frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} = 9 \text{ daN/cm}^2 < \sigma_f = 12 \text{ daN/cm}^2.$$

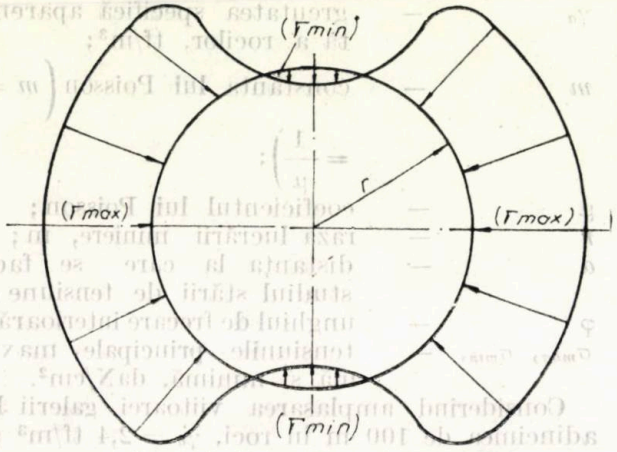


Fig. 1. Repartizarea tensiunilor pe conturul lucrării miniere cu profil circular : r — raza inițială a lucrării miniere.

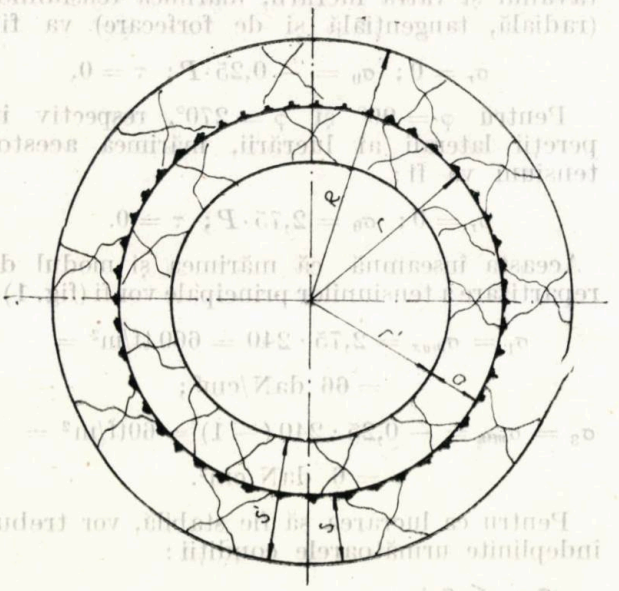


Fig. 2. Formarea zonei de deformații neelastice în jurul lucrării miniere.

Acest lucru arată că, în faza inițială, imediat după săparea lucrării miniere, tensiunea principală maximă nu poate învinge rezistența rocii. Conform acestei concluzii, dacă roca și-ar păstra proprietățile inițiale, pereții laterali nu ar trebui să fie susținuți cu o susținere de rezistență.

Pe măsura trecerii timpului, însă, rocile puse în mișcare vor suferi variații de volum, dilatîndu-se după o manta circulară de rază R (fig. 2).

Prin urmare, tensiunile tangențiale vor întrece rezistența rocii, în jurul lucrării miniere luînd naștere o zonă de deformații neelastice de mărime S. O dată cu alterarea rocilor din interiorul acestei zone, zona de deformații neelastice se va mări, atingînd valoarea S', fapt ce va conduce la reducerea profilului lucrării cu mărimea a, respectiv a razei inițiale r la r'.

La limita zonei elasto-plastice, tensiunile radiale vor avea valoarea :

$$\sigma_{rb} = \frac{\sigma_{\theta c}}{2}(1 - \sin\varphi) = \frac{\sigma_{\theta c}}{2}(1 - 0{,}34) = 0{,}33\,\sigma_{\theta c}.$$

Dar tensiunea θc reprezintă numai o parte din tensiunea care depășește rezistența rocii adică :

$$\sigma_{\theta c} = \sigma_\theta - \sigma_c.$$

După un proces intens de alterare, proprietățile inițiale ale rocilor se modifică, ceea ce va determina reducerea rezistenței la compresiune la o valoare considerată estimativ de 30 daN/cm².

Prin urmare, vom obține :

$$\sigma_{\theta c} = 66 - 30 = 36 \text{ daN/cm}^2;$$

$$\sigma_{rb} = 0{,}33 \cdot 36 = 11{,}88 \simeq 12 \text{ daN/cm}^2.$$

Aceasta înseamnă că, prin aplicarea la limita zonei elasto-plastice a unei reacțiuni de 12 daN/cm², poate fi limitat fenomenul de extindere a zonei deformațiilor neelastice.

Din punct de vedere practic, aceasta înseamnă că pentru a realiza stabilitatea galeriei este necesară montarea unei susțineri care să dezvolte o reacțiune de cel puțin 12 daN/cm². După cum se știe, elementele susținerii metalice încep să culiseze (în ipoteza că au fost montate corect) la o valoare a solicitării de 1—4 daN/cm², valoare ce poate fi modificată prin gradul de strîngere a bridelor pînă la o anumită limită, cînd susținerea se transformă, de fapt, dintr-o susținere elastică într-o susținere rigidă.

Actualele susțineri metalice, în condițiile rocilor cu tărie redusă și mișcări puternice în timp, satisfac mai mult sau mai puțin din punctul de vedere al dezvoltării reacțiunilor necesare menținerii optime a profilului lucrărilor miniere. În cele ce urmează se prezintă modul de adaptabilitate a două tipuri de susțineri pentru aceleași condiții date.

II. Adaptarea susținerii metalice funcție de manifestarea tensiunilor în jurul excavației subterane

Considerînd execuția unei galerii cu raza în săpare de 1,5 m, susținută cu elemente din profile laminate tip SG-23, în jurul lucrării va lua naștere zona de deformații neelastice ce se va extinde pînă la o distanță dedusă din relația :

$$q = \sigma_{rb}\left(\frac{r}{R}\right)^{j-1},$$

în care :

q reprezintă reacțiunea (portanța) susținerii;

$q = \frac{2F\sigma_r}{rlk_s}$, daN/cm²;

$F = 29{,}9$ cm² — secțiunea profilului laminat;

$\sigma_r = 60$ N/mm² — rezistența la rupere a oțelului OPM STAS 9531/80;

$r = 1{,}5$ m — raza inițială a lucrării miniere;

$l = 0{,}3$ m — mărimea cîmpului de armare;

$K_s = 2$ — coeficientul de siguranță;

$$q = \frac{2 \cdot 29{,}9 \cdot 600}{150 \cdot 30 \cdot 2} = 3{,}98 \approx 4 \text{ daN/cm}^2.$$

Prin urmare, raza zonei de deformații va fi :

$$R = \frac{\sigma_{rb} \cdot r}{q} = \frac{12 \cdot 150}{4} = 450 \text{ cm}.$$

Conform figurii 2, zona deformațiilor neelastice se va extinde pînă la distanța dedusă din relația :

$$S = R - r = 450 - 150 = 300 \text{ cm}.$$

Datorită afînării rocilor cuprinse în interiorul zonei de deformații neelastice, profilul excavației subterane se va reduce, ajungînd la raza r' determinată din relația :

$$r'^2 = R^2 - K(R^2 - r^2),$$

în care :

$K = 1{,}05$ reprezintă coeficientul de afînare remanentă a rocilor;

$$r'^2 = 4{,}5^2 - 1{,}05(4{,}5^2 - 1{,}5^2) = 1{,}35 \text{ m};$$

$$r' = 1{,}16 \text{ m}.$$

Prin urmare, reducerea profilului va fi :

$$a = r - r' = 1{,}5 - 1{,}16 = 0{,}34.$$

Cu alte cuvinte, după stabilizarea presiunii, profilul excavației subterane se va reduce de la 7,07 la 4,23 m².

Considerînd montarea unei susțineri TH închisă, formată din 4 elemente, diferențele dintre lungimile segmentelor în fază inițială de montare și după stabilizarea presiunilor vor fi :

$$L = 2\pi r = 2 \cdot 3{,}14 \cdot 1{,}5 = 9{,}42 \text{ m};$$

$$L' = 2\pi r' = 2 \cdot 3{,}14 \cdot 1{,}16 = 7{,}28 \text{ m};$$

$$\frac{L - L'}{4} = \frac{9{,}42 - 7{,}28}{4} = 0{,}535 \text{ m} = 53{,}5 \text{ cm}.$$

Aceasta înseamnă că, după culisarea elementelor la fiecare punct de îmbinare cu circa

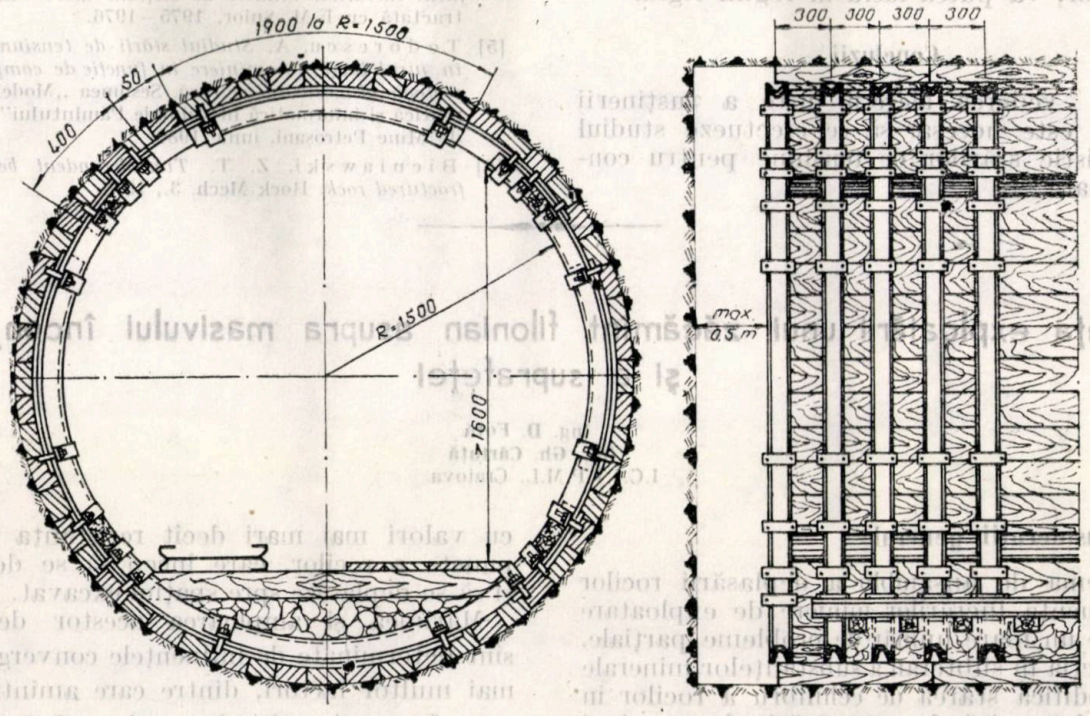


Fig. 3. Monografie de armare cu profile laminate duble de tip SG-23.

54 cm, bridele vor fi strînse puternic, astfel încît susținerea să lucreze ca o susținere rigidă.

Deoarece cu acest tip de susținere rezultă valori ale reducerii profilului destul de mari, cu influență în funcționalitatea optimă a lucrării, va trebui adoptat, pentru aceleași condiții, un alt sistem de susținere, care să poată realiza o reacțiune mai mare, respectiv crearea destinderii zonei de deformații neelastice într-o arie mai restrînsă.

Astfel, adăugînd susținerii inițiale patru elemente din aceleași profile laminate (dubluri) (fig. 3) portanța noului tip de susținere va fi :

$$q' = \frac{2 \cdot 35 \cdot 1\,000}{150 \cdot 30 \cdot 1{,}5} = 10{,}37 \simeq 10{,}5 \text{ daN/cm}^2.$$

Prin urmare, reacțiunea va crește cu circa 62%, fapt ce va determina extinderea zonei de deformații cu 21,5 cm față de conturul lucrării. Aceasta va implica reducerea razei inițiale de la $r = 1{,}5$ m la $r' = 1{,}49$ m, respectiv a profilului lucrării de la 7,07 la numai 6,97 m^2.

Diferențele dintre lungimile segmentelor în fază inițială de montare și după stabilizarea presiunilor vor fi :

$$L = 9{,}42 \text{ m};$$

$$L' = 2 \cdot 3{,}14 \cdot 1{,}49 = 9{,}36 \text{ m};$$

$$\frac{L - L'}{4} = \frac{9{,}42 - 9{,}36}{4} = 0{,}015 \text{ m} = 1{,}5 \text{ cm}.$$

Aceasta înseamnă că, după culisarea elementelor la fiecare punct de îmbinare cu circa 2 cm, acest tip de susținere, prin strîngerea la maxim a bridelor, va putea lucra în regim rigid.

Concluzii

1. În vederea alegerii juste a susținerii metalice este necesar să se efectueze studiul caracteristic stărilor de tensiune pentru condițiile date.

2. În vederea păstrării profilului optim necesar al unei excavații subterane, pe toată durata sa de funcționare, cu ajutorul algoritmului de calcul prezentat va fi posibilă adaptarea tipului de susținere corespunzător execuției unei lucrări miniere în orice categorii de roci.

3. Dintre cele două tipuri de susținere TH prezentate, rentabilă pentru condițiile considerate este susținerea cu „dubluri", a cărei portanță poate rezolva reacțiunea necesară limitării zonei de deformații neelastice, făcînd posibilă funcționarea acesteia în regim rigid în faza imediată de după montare.

4. Este important de reținut faptul că, prin estimarea stadiului de deformare a unei excavații subterane, se poate interveni la timp, în vederea aplicării de măsuri care să conducă la funcționarea corespunzătoare a susținerii.

5. Pentru transpunerea în practică a modelului prezentat, va fi necesară cunoașterea în profunzime a rocilor ce urmează să fie intersectate de respectiva lucrare.

Bibliografie

[1] Hirian, C. *Mecanica rocilor*. Ed. didactică și pedagogică, București, 1981.

[2] Todorescu, A. *Reologia rocilor cu aplicații în minerit*. Ed. tehnică, București, 1986.

[3] Covaci, Șt. ș.a. *Rezultatele cercetărilor privind alegerea celui mai rațional tip de susținere a lucrărilor miniere orizontale pentru condițiile geo-miniere de la E.M. Șuior*. Mine, Petrol și Gaze, nr. 11—12, 1978.

[4] Todorescu, A. *Studiul regimului de presiune în jurul lucrărilor miniere de secțiune mare*. Lucrare contractată cu E.M. Șuior, 1975—1976.

[5] Todorescu, A. *Studiul stării de tensiune-deformare în jurul lucrărilor miniere în funcție de comportamentul reologic al masivului de rocă*. Sesiunea „Modelarea matematică și informatică în științele Pămîntului", Institutul de Mine Petroșani, iunie 1980.

[6] Bieniawski, Z. T. *Time-dependent behaviour of fractured rock*. Rock Mech. 3., 1970.

Influența exploatării unui zăcămînt filonian asupra masivului înconjurător și a suprafeței

Ing. **D. Fotă**
ing. **Gh. Cărtuță**
I.C.I.T.P.M.L. Craiova

I. Considerații generale

Problema de ansamblu a deplasării rocilor sub influența lucrărilor miniere de exploatare cuprinde un mare număr de probleme parțiale.

Extracția în subteran a substanțelor minerale utile modifică starea de echilibru a rocilor în masiv, determinînd concentrări de presiuni cu valori mai mari decît rezistența în acele puncte a rocilor, care încep să se deformeze și să se deplaseze spre spațiul excavat.

Mărimea și amploarea acestor deformații sînt determinate de influențele convergente ale mai multor factori, dintre care amintim :

— forma și poziția în spațiu a zăcămîntului ;

— dimensiunile golurilor subterane;
— proprietățile fizico-mecanice ale rocilor acoperitoare și ale elementelor de rezistență (pilieri, planșee);
— gradul de alterare a rocilor din masiv;
— tectonica și microtectonica formațiunilor;
— diferența de nivel dintre excavațiile subterane și lucrările și amenajările din subteran sau de la suprafață care trebuie protejate;
— metoda de exploatare;
— procedeul de susținere a golurilor, de unde interesează în mod special gradul de umplere a golurilor rămase în urma exploatării și posibilitățile de tasare a materialului de umplutură (rambleu sau rocă surpată);
— succesiunea de exploatare a zăcămîntului.

Principalele categorii de solicitare-deformare a masivului de roci, ca urmare a lucrărilor de exploatare, sînt de tipul comprimare-contracție, întindere-alungire și forfecare-alunecare, deci creșteri de volum cu formarea de fisuri deschise și deplasări pe suprafețele de minimă rezistență deja deschise (falii, fisuri principale).

Observațiile îndelungate efectuate la exploatarea unor zăcăminte de minereuri au condus la constatarea că, în cazul zăcămintelor în care rocile înconjurătoare au sau ajung prin alterare la un coeficient mediu de tărie, după Protodiakonov, mai mic decît 5, sînt de așteptat deformarea și deplasarea atît a rocilor din acoperiș, cît și a celor din culcuș.

Cercetările efectuate în U.R.S.S. de către profesorul M.A. Kuznețov și colaboratorii [1] au pus în evidență existența, în acoperișul și culcușul zăcămintelor de substanțe minerale utile exploatate, a trei zone de deformare, în funcție de mărimea deplasărilor și de gradul de periclitate pe care acesta îl prezintă pentru lucrările miniere, zone care au fost evidențiate și în studiile efectuate în țara noastră pentru zăcămintele Jilț (1975 și 1976), Ghelar (1978 și 1985), Musariu (1981), Șuior (1982 și 1984), Baia Sprie (1983), Roșiuța (1983), Roșia Poieni (1985), Petrila (1986), Leșul Ursului (1986 și 1987) și Anina (1987).

Caracteristicile celor trei zone sînt următoarele:

— zona deplasărilor dezordonate sau zona deformațiilor periculoase;

— zona deplasărilor și fracturilor sau zona influențelor intense;

— zona deplasărilor line sau zona influențelor reduse.

● Prima zonă se caracterizează prin fracționarea și desprinderea din masiv a unor blocuri de roci care se surpă în golurile formate în urma lucrărilor de exploatare. Lucrările miniere cuprinse într-o astfel de zonă se distrug integral.

● A doua zonă se caracterizează prin deformații considerabile ale masivului, vizibile prin formarea unor crăpături care-l împart pe acesta în blocuri cu dimensiuni de 5 pînă la 15 m, blocuri care pot avea atît o deplasare absolută, cît și una relativă spre spațiul liber, formînd praguri și distrugînd elementele de susținere. Vatra și tavanul lucrărilor miniere executate transversal pe direcția zăcămîntului capătă aspectul unor trepte cu diferențe de nivel de 300 — 500 mm.

Intensitatea deplasării blocurilor structurale formate prin fracturare se micșorează în general pe măsura depărtării de zona de surpare. În masiv este imposibil să se facă o separare netă a zonei de surpare de zona de fracturare, între acestea existînd de fapt o zonă de tranziție treptată.

Susținerile betonate ale lucrărilor miniere cuprinse în cea de-a doua zonă cedează, radierele lucrărilor orizontale se umflă, pereții laterali betonați ai lucrărilor miniere crapă și se exfoliază.

Din acest motiv, atunci cînd se știe că o lucrare minieră orizontală, înclinată sau verticală ajunge într-o astfel de zonă, se recomandă ca aceasta să fie susținută cu cadre de lemn sau cu elemente metalice culisante.

Săparea de noi lucrări miniere într-o astfel de zonă sau reutilizarea prin reprofilare a lucrărilor vechi deformate se recomandă numai după încetarea fenomenului.

În cazul abatajelor este recomandabil ca lucrările de excavare să fie întrerupte pînă la stingerea procesului de deformare.

● Cea de-a treia zonă se situează deasupra și lateral de zona influențelor intense și este caracterizată prin deplasări pe verticală mai mici de 0,3 — 0,5 m, însoțite de deplasări și deformații care, la scara lucrărilor miniere, nu produc complicații în menținerea și exploatarea lor sau la efectuarea lucrărilor de abataj.

Extinderea acestor zone în masivul înconjurător depinde nu numai de tăria rocilor și mărimea golurilor, ci și de alți factori dintre care amintim:
— intensitatea de fisurare a masivului;
— gradul de subminare a acestuia;
— numărul etajelor în exploatare;
— dispunerea și succesiunea de exploatare a etajelor în coloana zăcămîntului;
— viteza de exploatare.

Identificarea din timp a posibilităților de producere a acestui proces permite nu numai evitarea unei surprize costisitoare, ci și luarea unor măsuri adecvate de preîntîmpinare a unor efecte negative în funcționarea și exploatarea lucărilor miniere din subteran și a amenajărilor de la suprafață.

Prezentăm în continuare o cale verificată de abordare a problemei și de prognoză a evoluției unui astfel de proces.

În acest scop vom face o trecere în revistă a modului de investigație și prognoză utilizat în cazul exploatării unei părți dintr-un zăcămînt filonian de minereuri neferoase.

II. Principalele condiții de zăcămînt și de exploatare

Situat în perimetrul Munților Apuseni, zăcămîntul are o structură alcătuită dintr-o rețea densă de filoane cantonate într-un complex de roci andezitice și melafire, peste care sînt dispuse formațiuni sedimentare tortoniene și lave andezitice.

Filoanele au grosimi ce variază între 0,3 și 1,5 m, înclinări de 45 — 60° și o dispunere în masiv față de suprafață cuprinsă între 70 și 600 m.

Măsurările de fisurație efectuate în subteran la mai multe niveluri au pus în evidență prezența, în masivul în care este cantonat zăcămîntul, a patru sisteme principale de fisurație.

Un prim sistem de fisuri este orientat NV-SE cu înclinări spre SV de 70°, dispus aproximativ paralel cu fracturile filoniene.

Alte sisteme principale de fisurație sînt constituite din două plane diagonale de fisurație, avînd direcția aproximativ NS și căderi de 80° spre V, respectiv 65° spre E.

Un al patrulea plan principal de fisurație are direcția EV și căderi spre S de 80 — 85°.

Celelalte plane de fisurație care mai există în masiv au un caracter secundar și nu sînt reprezentative prin densitatea și prin dezvoltarea lor pe direcție sau înclinare.

Zona a fost deschisă printr-o galerie care face legătura cu galeria principală de transport spre suprafață și printr-un puț orb, săpat în anul 1959, pe înălțimea a cinci etaje de 30 m fiecare și adîncit după aceea pentru încă două etaje. La orizontul superior, din rampa puțului s-au mai săpat în continuare o galerie și un suitor de aeraj, care unește acest orizont principal cu suprafața, în scopul asigurării lucrărilor din subteran cu climatul și aerajul corespunzător.

Metodele de exploatare utilizate la extragerea substanței minerale utile au fost și sînt din categoriile metodelor cu gol remanent sau cu rambleiere, în acest din urmă caz rambleul fiind obținut din abataje, în cazul filoanelor foarte subțiri, sau din surse exterioare, cum ar fi morile de rambleu sau lucrările de pregătire din apropiere.

Este de menționat că rocile utilizate la rambleierea golurilor nu pot umple complet spațiul rezultat din lucrările de excavare, iar morile de rambleu practicate în acoperișul filoanelor rămîn de la început nesusținute; volumul acestor goluri care rămîn în masiv după exploatare este în creștere și datorită compactării în timp, respectiv reducerii coeficientului de înfoiere inițială a rambleului.

În ceea ce privește rezervele exploatabile trebuie arătat că situația geologică cunoscută inițial s-a modificat pe parcurs prin concentrarea de noi rezerve pe direcție și în adîncime, în continuitatea acelorași filoane sau prin identificarea altor filoane și ramificații. De asemenea, valoarea conținutului în metal extractibil a suferit în timp modificări, în sensul că prin perfecționări aduse instalațiilor și tehnologiilor de preparare a devenit economică și exploatarea unor rezerve cu conținuturi mai reduse, constituite în special din impregnații în pereții excavațiilor rezultate în urma exploatării inițiale a filoanelor, fapt ce a impus și redeschiderea unor lucrări miniere în scopul exploatării zonelor respective.

Din aceste motive, concepția avută inițial în vedere la deschiderea zăcămîntului a trebuit să sufere în timp modificări, adaptîndu-se noilor condiții.

După cîțiva ani de la debutul exploatării, în lucrările miniere au început să apară o serie de deformații care la început au fost puse pe seama unor factori locali. Cu timpul însă acumularea acestor fenomene a determinat unitatea minieră să supună deformațiile din zonă unor observații vizuale și apoi și instrumentale, atît pentru urmărirea procesului, cît și pentru obținerea de date necesare pentru stabilirea modului de desfășurare a activității în zonă.

În acest scop, în anul 1967 a început măsurarea verticalității puțului orb, amplasat în acoperișul zăcămîntului.

Din anul 1978 s-a început urmărirea scufundării galeriei principale de transport ce leagă acest puț cu suprafața, iar din anul 1982 a fost amplasată și la suprafață o stație de urmărire topografică, în scopul identificării și urmăririi evoluției albiei de scufundare.

Primele constatări legate de deformarea lucrărilor miniere amplasate în zona de influență a lucrărilor de exploatare constă din devieri de la verticalitate ale puțului orb, în timp ce în rampele acestuia au apărut mai multe sisteme de fisuri orientate după planele principale de fisurație, cu înclinări cuprinse între 60 — 90° și cu deschidere de 10 — 15 mm. În pereții laterali ai lucrărilor miniere orizontale au apărut fisuri și crăpături în lungul lor, în timp ce în tavanul și vatra acestora au fost înregistrate denivelări de ordinul centimetrilor. Crăpăturile au fost însoțite de exfolieri ale pereților și tavanului lucrărilor care a trebuit să fie tot mai frecvent copturite pentru a împiedica producerea de accidente.

În tunelul de aeraj și galeria de ocol de la orizontul principal al puțului, a apărut, de asemenea, un sistem de fisuri în tavan și pereți, cu deschideri de ordinul milimetrilor pînă la centimetri, avînd o direcție aproape paralelă cu direcția generală a principalelor sisteme de

fisurare ale cîmpului minier, producînd și o denivelare în trepte a lucrărilor.

Galeria principală de transport a înregistrat față de anul 1957, cînd a fost săpată, o coborîre de circa 2,5 m în zona situată în acoperișul zăcămîntului.

Tot la orizontul principal de transport s-a fisurat și susținerea din beton armat a stației trafo, a sălii mașinii de extracție, precum și a canalului cablurilor și a turnului moletelor.

Vatra sălii mașinii de extracție a fost fragmentată cu denivelări între blocurile structurale care alcătuiesc masivul.

La suprafață, în clădirea stației de ventilatoare care deservește suitorul de aeraj, au fost înregistrate în perioada 1980 — 1981 și după o serie de fisuri în tencuiala și zidăria clădirii, precum și în podeaua acesteia. Ca și în cazul deformațiilor din subteran, aceste fisuri erau puse, în vremea aceea, pe seama unor fenomene locale, cum ar fi tasarea neuniformă a fundațiilor sau o alunecare de teren.

III. Căile de investigație utilizate și rezultatele obținute

1. Modelarea cu materiale echivalente

Pentru investigarea posibilităților de deformare a masivului și a mecanismului de producere a acestei deformări, sub influența exploatării în subteran a minereului, s-a utilizat modelarea cu materiale echivalente.

Studierea pe modele din materiale echivalente a interacțiunii dintre activitatea minieră din subteran și starea de tensiune-deformare a masivului înconjurător oferă o serie de avantaje față de metodele analitice și in situ.

Prin faptul că pot reproduce la scară unele din fenomenele fizice care se întîmplă în natură, metodele cu materiale echivalente pot elucida atît mecanismul deformării și deplasării rocilor din jurul lucrărilor miniere de exploatare, cît și modul în care se produce modificarea stării inițiale de tensiune din masiv.

Baza teoretică a modelării cu materiale echivalente a fenomenelor fizice o constituie teoria similitudinii proceselor mecanice elaborată de Newton.

Avînd în vedere că prin modelare se urmărea obținerea nu numai de date generale calitative, ci și de date legate de deformarea principalelor lucrări miniere din zonă, precum și a suprafeței, pentru modelarea cu materiale echivalente a fost aleasă o secțiune care să treacă prin zăcămînt și puțul orb de extracție (fig. 1).

Pentru reproducerea formațiunilor de roci care alcătuiesc masivul înconjurător a fost necesară determinarea principalelor proprietăți fizico-mecanice ale rocilor care-l alcătuiesc (tab. 1).

Probele de roci care au servit la efectuarea acestor determinări au fost recoltate din lucrările miniere existente în zonă și ele reprezintă valorile limită și medii ale rezistențelor pe care le aveau rocile în momentul recoltării, deci după trecerea a 15 — 20 ani de la săparea lucrărilor miniere din care au fost recoltate.

Datorită prezenței în zăcămînt a unor accidente tectonice și zone intens fisurate, în laborator s-a determinat și rezistența la alunecare rocă-rocă pe suprafețe netede, prin încercări de forfecare pe plan obligat, obținîndu-se valorile minime ale unghiului de frecare și ale coeziunii (adeziunii) la alunecarea pe suprafețele de discontinuitate, ale rocilor eruptive și sedimentare din zăcămînt (tab. 2).

Materialele echivalente, pentru fiecare formațiune în parte, au fost confecționate în laborator din amestecuri de materiale inerte și lianți.

Întrucît scara de construcție a modelului nu a permis reproducerea la scară a tuturor detaliilor tehnologice de exploatare, au fost necesare unele schematizări ale acestora fără ca fenomenele analizate să sufere modificări. Din acest motiv parametrii metodei de exploatare de care s-a ținut seama în lucrările de modelare au fost:

— geometria abatajelor;

— succesiunea de exploatare a filoanelor, a etajelor în cadrul filoanelor și a feliilor în cadrul etajelor;

— dirijarea acoperișului în funcție de metoda de exploatare;

— tasarea rambleului în funcție de sarcina de compactare la care este supus în timpul exploatării și după;

— mărimea golurilor tehnologice.

În timpul turnării în stand a materialelor echivalente și la sfîrșitul acestei operații, formațiunile puse în „loc" au fost verificate din punctul de vedere al compactării și al rezistenței.

Procesele de fisurare și surpare ce au însoțit sau urmat exploatarea s-au vizualizat și marcat direct pe fața transparentă a standului.

Vizualizarea pe model a procesului de deformare-deplasare a masivului de roci, pînă la suprafață, s-a realizat prin urmărirea pe stand a deplasării în plan vertical a unor reperi montați în timpul turnării în cadrul a 20 de aliniamente paralele.

În timpul exploatării modelului s-a observat că acolo unde golurile tehnologice și cele produse prin tasarea rambleului lasă nesusținută o suprafață mai mare de acoperiș, acesta intră în deformare, la început prin fisurare, apoi prin deplasare și desprindere, formînd zona prăbușirilor și desprinderilor neregulate.

Grosimea acestei zone în acoperișul filoanelor este de 2,5 — 3 m pentru filoanele cu grosimea de 1 m și de 3,5 — 4 m pentru gro-

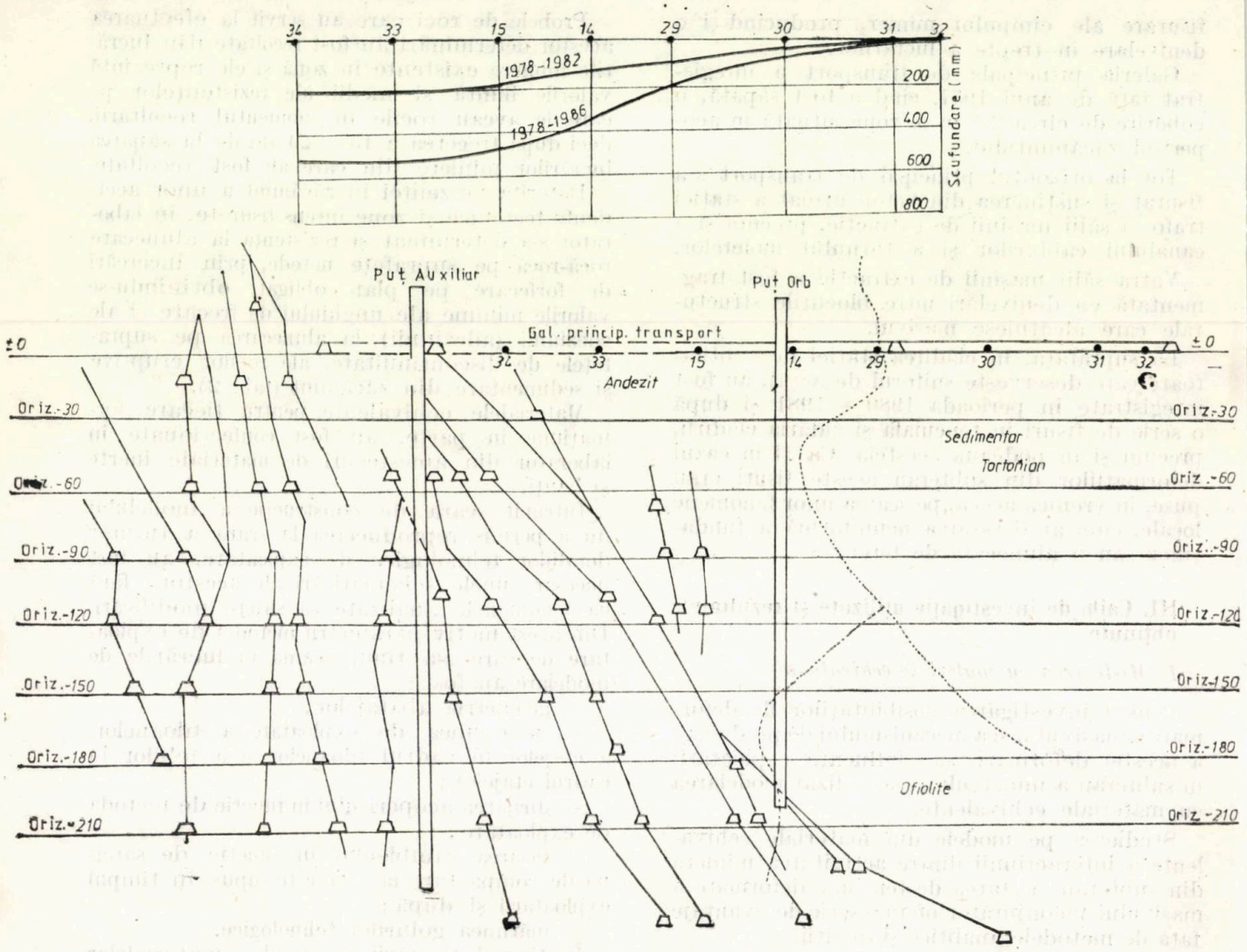


Fig. 1. Secțiune transversală prin zăcământ.

simea de 2 m. Între această zonă și cea a influențelor intense nu există o delimitare netă și valorile de mai sus trebuie considerate ca orientative.

Tabelul 1

Proprietăți fizico-mecanice ale rocilor

Denumirea rocii	Greutatea specifică aparentă, γ_a, gf/cm³	Compactitatea, c, %	Rezistența la compresiune, kgf/cm²	Rezistența la tracțiune, kgf/cm²	Unghiul de frecare internă, grade	Coeziunea, kgf/cm²
Andezit brecifiat nealterat	2,54	93,38	468	43	31	100
Andezit alterat	2,54	92,02	272	40	30	95
Brecie andezitică	2,49	88,92	143	18	31	75
Lavă andezitică	2,50	89,28	250	25	31	55
Melafir	2,40	88,23	247	27	30	60
Gresie argiloasă	2,56	93,09	166	14	28	30
Conglomerat	2,27	85,98	240	23	31	55

Tabelul 2

Valorile caracteristicilor de rezistență rezultate prin alunecare rocă/rocă pe suprafețe netede

Denumirea rocii	Unghiul de frecare internă, grade	Coeziunea, c', kgf/cm²
Lavă andezitică/lavă andezitică	27	0,05
Andezit/andezit	25	0,16
Melafir/melafir	24	0,10
Brecie andezitică/brecie andezitică	28	0,10
Gresie argiloasă/gresie argiloasă	25	0,15
Lavă andezitică/andezit	24	0,20
Lavă andezitică/melafir	25	0,10
Lavă andezitică/brecie andezitică	26	0,22
Lavă andezitică/gresie argiloasă	25	0,19
Andezit/melafir	26	0,10
Andezit/brecie andezitică	27	0,12
Andezit/gresie argiloasă	28	0,02
Melafir/brecie andezitică	25	0,10
Melafir/gresie argiloasă	22	0,19
Brecie andezitică/gresie argiloasă	23	0,29

După și în timpul formării acestei zone încep fisurarea masivului în zona influențelor intense și deplasarea blocurilor astfel formate către zona exploatată.

Din cauza dispunerii în spațiu a zăcămîntului prin exploatarea filoanelor inferioare, zona influențelor intense traversează planșeul existent pînă la filonul următor, determinînd o activare și o cumulare a deplasărilor, care treptat devine haotică și imposibil de stăpînit.

Masivul între zăcămînt și suprafață începe să se deformeze treptat și să se deplaseze în timp către zona exploatării, antrenînd în acest proces toate lucrările miniere existente în cuprinsul său.

Transmiterea la suprafață a deplasării are o durată inițială de 10 — 15 ani, iar după aceea de 4 — 5 ani, între orizontul principal și aceasta ($H \sim 270$ m).

Din modelare a rezultat că pentru profilul analizat unghiul de influență de 67° corespunde exploatării pînă la cota — 210 față de orizontul principal de transport și de 59° pentru exploatarea pînă la — 250, unghiurile de rupere fiind cu 3 — 5° mai mari.

Cu ajutorul acestor unghiuri rezultate din model s-a făcut o verificare a suprafeței și s-a constatat că în apropierea stației de ventilatoare de la puțul de aeraj apăruse deja o crevasă (crăpătură) în teren cu extindere pe direcție de cîteva zeci de metri.

Stația de observații și măsurări topografice, care a fost instituită imediat după aceasta, avea să confirme rezultatele modelării și să arate că clădirea ventilatoarelor se afla în acea perioadă în limitele unei albii de scufundare.

2. *Măsurări topografice*

Din măsurările topografice efectuate pe teren, pentru prognoza stării de deformare a masivului și suprafeței, importanța cea mai mare o prezintă măsurările de nivelment executate pe galeria principală de transport pînă la suitorul de aeraj, măsurările de verticalitate executate pe puț și măsurările de nivelment executate pe aliniamentele de la suprafață.

Aliniamentul principal din subteran are o lungime de 1 200 m și este amplasat pe galeria principală de transport. Menționăm că, deși măsurarea de bază a fost executată în anul 1978, s-a dispus și de cotele vetrei galeriei măsurate la terminarea lucrărilor de săpare în anul 1957.

Măsurările realizate, începînd cu anul 1978, indică existența unei zone de scufundare cu centrul situat la circa 310 m nord de puțul orb (fig. 2).

Suprafața acestei zone la nivelul orizontului principal de transport a fost în anul 1981 de 0,14 km² și a ajuns în anul 1986 la 0,48 km². Lungimea zonei de scufundare a crescut în aceeași perioadă cu 140 m spre sud și 80 m spre est.

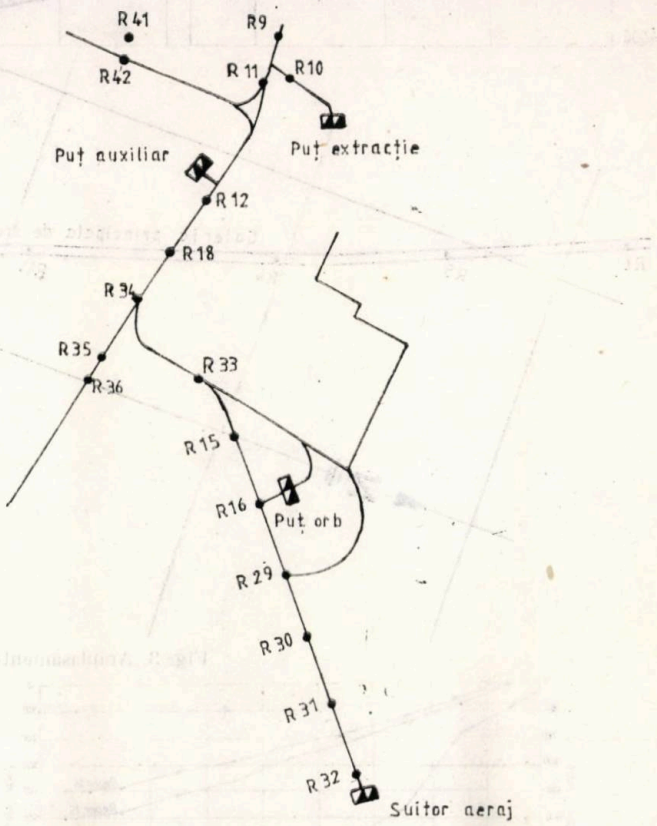


Fig. 2. Aliniamentul cu reperi amplasați pe galeria principală de transport.

Puțul orb și anexele sale se găseau în anul 1984, și cu atît mai mult în prezent, în interiorul zonei de scufundare, zona de inflexiune aflîndu-se în acel an undeva între amplasamentul acestuia și suitorul de aeraj.

La orizontul principal de transport sensul de apariție a deformațiilor în diferitele lucrări miniere a fost de la N spre S.

Evoluția scufundării în timp a reperilor din galeria principală de transport, situați în apropierea puțului (fig. 3), se prezintă grafic în figura 4.

Viteza de scufundare a variat în acest timp într-un domeniu cuprins între curbele prezentate în figura 5, curba de maxim fiind trasată ca o înfășurătoare a valorilor înregistrate prin măsurările efectuate pe reperii 15 și 16 din vecinătatea puțului.

Urmărirea instrumentală a verticalității puțului orb, prin măsurări efectuate începînd cu anul 1967, au arătat că acesta are o deplasare pe cele două axe ale sale, așa cum rezultă din tabelul 3.

Deplasarea puțului spre zona exploatată s-a produs pe măsura fragmentării masivului în blocuri structurale, părțile superioare ale puțului fiind mai deplasate în comparație cu baza.

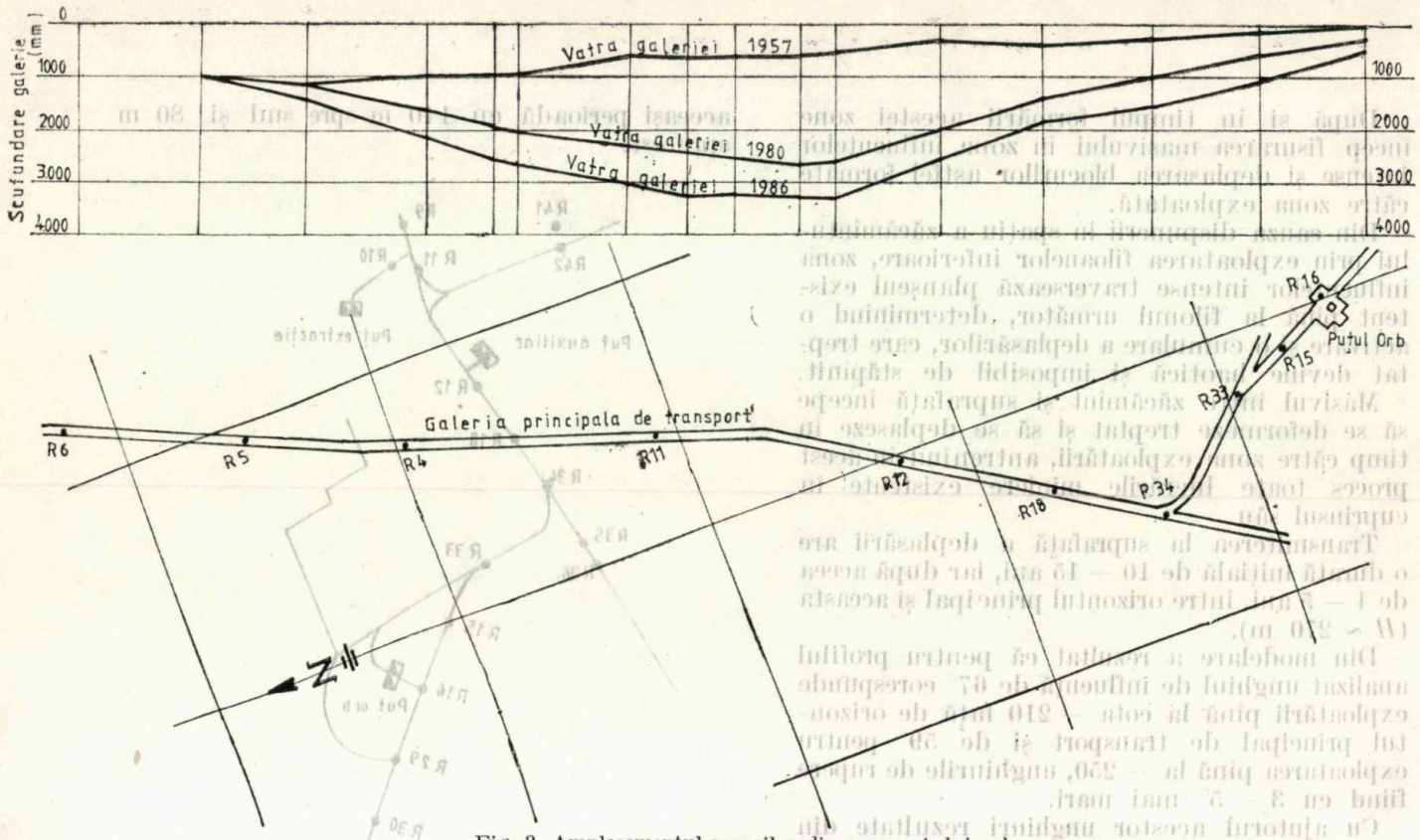


Fig. 3. Amplasamentul reperilor din zona puțului orb.

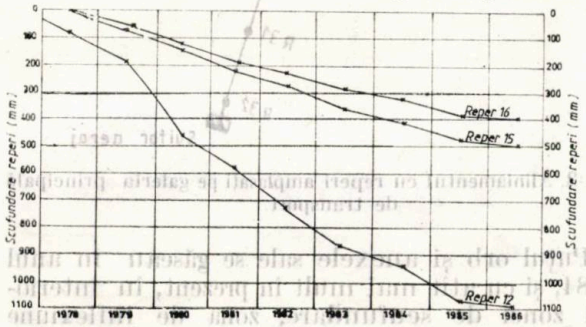


Fig. 4. Diagrame de scufundare a reperilor din zona puțului orb.

Abaterile de la verticală au valori mai mari între cotele — 30 și — 90 cu o maximă la cota — 60. La nivelul orizontului principal deplasarea puțului s-a produs pe direcția nord cu 391 mm și o coborîre pe verticală de 470 mm, ceea ce înseamnă că rampa puțului a parcurs o deplasare pe rezultantă de 612 mm (fig. 6).

La suprafață albia de scufundare avea la finele anului 1986 o extindere de 900 m pe direcția NS și 750 m pe direcția EV.

Scufundarea suprafeței, determinată din măsurările topografice executate în perioada

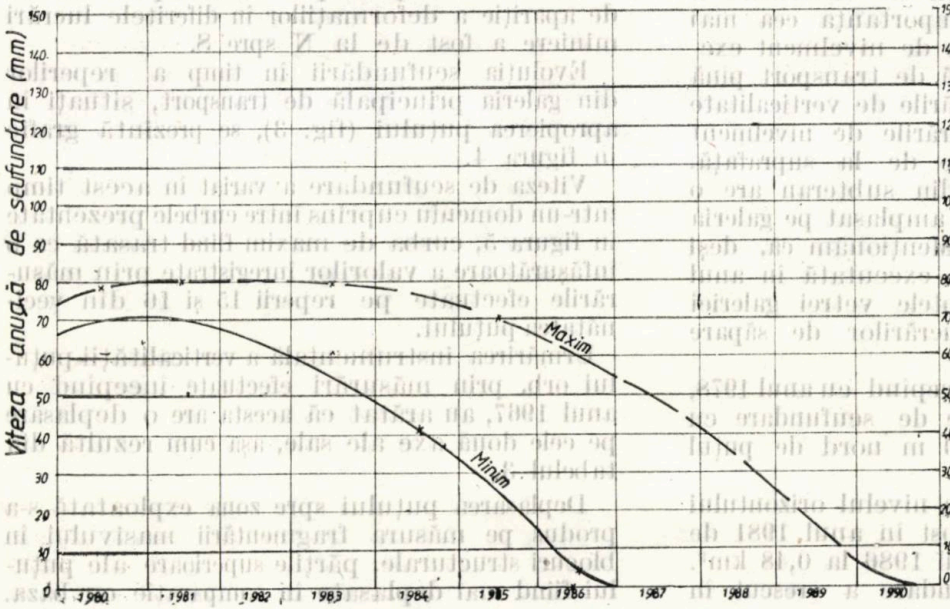


Fig. 5. Domeniul de variație în timp a vitezelor de scufundare a reperilor din zona puțului orb.

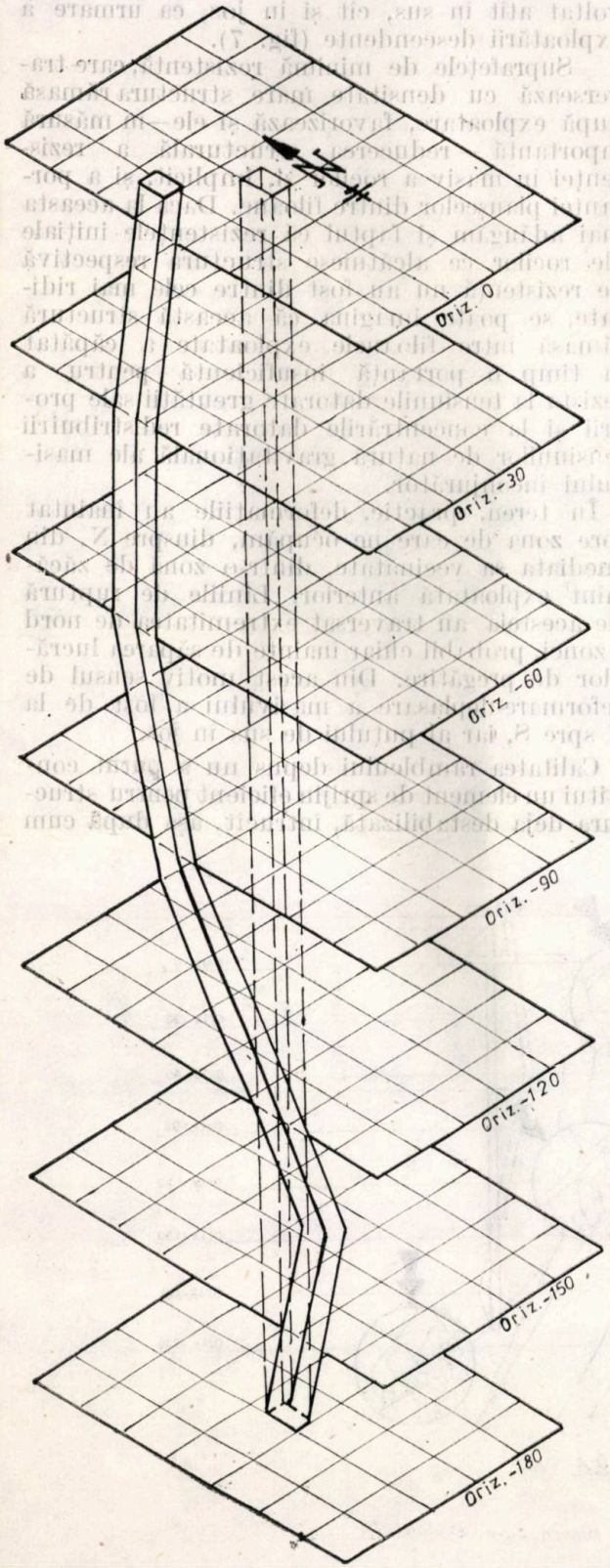


Fig. 6. Proiecție izometrică cu traseul inițial și deformat al puțului orb.

Tabelul 3

Mărimea abaterilor de la verticală ale puțului orb

Abaterea de la verticală și anul măsurării		Axa secțiunii	Orizontul 0	30	60	90	120	150	180
			+	−	−	−	−	−	−
Abaterea reală	1967	mare	0	6	25	52	52	36	15
	1970		0	10	27	58	76	86	84
	1974		0	52	74	60	86	107	139
	1977		0	65	97	68	140	150	205
	1980		0	85	115	85	155	205	205
	1986		0	58	110	158	203	203	330
	1967	mică	0	83	62	30	13	6	68
	1970		0	87	97	53	35	18	43
	1974		0	158	130	114	68	13	38
	1977		0	140	160	140	85	40	− 60
	1980		0	205	210	175	65	30	− 73
	1986		0	201	205	145	65	− 65	− 145
Abaterea determinată în raport cu orizontul zero	1967	mare	9	4	4	0	0	0	0
	1970		52	46	27	0	0	0	0
	1974		139	87	65	79	53	32	0
	1977		175	104	93	90	35	45	0
	1980		205	120	90	120	50	0	0
	1986		330	203	203	158	110	58	0
	1967	mică	68	148	151	128	98	81	0
	1974		38	196	168	153	106	25	0
	1977		68	215	255	275	140	75	0
	1980		73	283	298	248	138	103	0
	1986		210	410	470	400	320	110	0

1982 — 1983, a fost de 113 mm, în timp ce în aceeași perioadă și în aceeași zonă, în subteran, pe orizontul principal de transport, scufundarea a fost de 276 mm. Avînd în vedere întîrzierea cu care a început urmărirea suprafeței, scufundarea maximă a acesteia nu a mai putut fi determinată prin măsurări.

Vitezele maxime de scufundare a suprafeței au fost de 9,1 mm/lună, în perioada noiembrie 1982—mai 1983; 13 mm/lună în perioada aprilie 1984 — noiembrie 1984; 14 mm/lună în perioadaa noiembrie 1984 — iunie 1985, scăzînd la 5,2 mm/lună în perioada iunie 1985 — iulie 1986.

Tot la suprafață, deasupra puțului orb, viteza de scufundare a reperilor a fost de 1,7—2,7 mm/lună în anul 1983; 4,1 — 4,6 mm/lună în anul 1984; 4,6 — 6,3 mm/lună în anul 1985 și 2,6 — 2,7 mm/lună în anul 1986.

IV. Prognoza evoluției deformațiilor

Observațiile și măsurările, efectuate pe model în timpul exploatării și după, au permis formarea unei imagini clare cu privire la modul de manifestare a fenomenului și la succesiunea de desfășurare a acestuia.

Prelucrarea și interpretarea rezultatelor au condus la concluzia că mărimea și caracterul procesului de instabilitate înregistrat sînt, așa după cum am anticipat, datorate exploatării și au la origine influența convergentă a factorilor amintiți în prima parte a articolului.

Dintre aceștia apreciem că în cazul de față au acționat cu prioritate geometria zăcămîntului, proprietățile rocilor înconjurătoare, fisurația, succesiunea exploatării filoanelor, metodele de exploatare și posibilitățile de tasare ale rambleurilor și rocilor surpate.

Referindu-ne la geometria zăcămîntului, se cuvine să subliniem rețeaua extrem de densă a filoanelor, care în urma exploatării succesive și descendente au generat între ele o rețea de rezistență foarte scăzută și neregulată în grosime (10 — 30 m și, mai rar, 50 — 100 m), rețea de rezistență care, pe parcurs, nu și-a mai putut păstra portanța inițială, fiind slăbită succesiv, în primul rînd de efectul exploziilor de derocare din vecinătate, iar apoi de factorii secundari de alterare (apa și microclimatul minei, soluțiile acide și temperatura), care au redus în timp valorile rezistențelor inițiale.

Procesul de deformare generală a masivului a început după exploatarea părții superioare a primelor trei filoane, în urma căruia a rămas între ele o rețea de două planșee.

După cedarea acestora fenomenul s-a dezvoltat atît în sus, cît și în jos, ca urmare a exploatării descendente (fig. 7).

Suprafețele de minimă rezistență, care traversează cu densitate mare structura rămasă după exploatare, favorizează și ele — în măsură inportantă — reducerea structurală a rezistenței în masiv a rocilor și, implicit, și a portanței planșeelor dintre filoane. Dacă la aceasta mai adăugăm și faptul că rezistențele inițiale ale rocilor ce alcătuiesc structura respectivă de rezistență nu au fost dintre cele mai ridicate, se poate imagina că această structură rămasă între filoanele exploatate a căpătat în timp o portanță insuficientă pentru a rezista la tensiunile datorate greutății sale proprii și la concentrările datorate redistribuirii tensiunilor de natură gravitațională ale masivului înconjurător.

În teren, practic, deformațiile au înaintat spre zona de care ne ocupăm, dinspre N, din imediata sa vecinătate, dintr-o zonă de zăcămînt exploatată anterior. Liniile de ruptură ale acesteia au traversat extremitatea de nord a zonei, probabil chiar înainte de săparea lucrărilor de pregătire. Din acest motiv sensul de deformare-deplasare a masivului a fost de la N spre S, iar al puțului de sus în jos.

Calitatea rambleului depus nu a putut constitui un element de sprijin eficient pentru structura deja destabilizată, întrucît, așa după cum

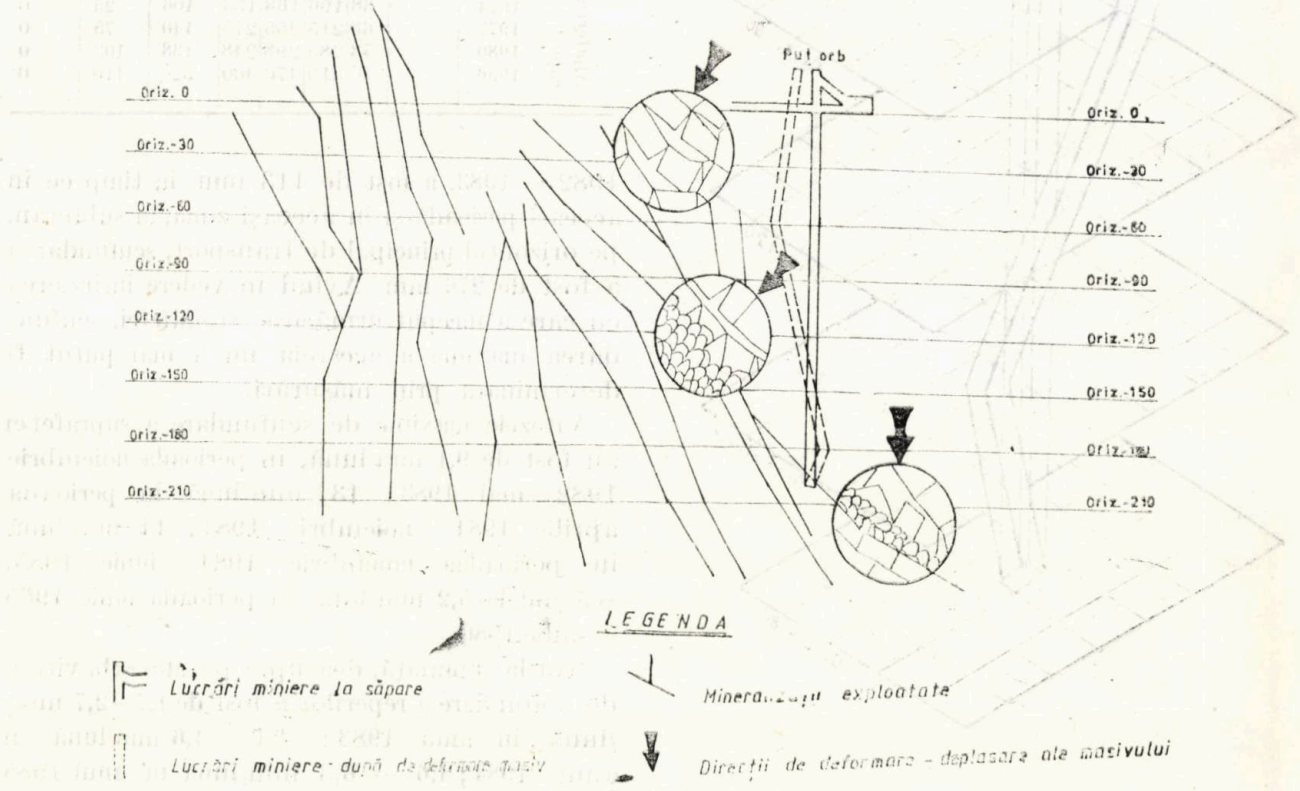


Fig. 7. Schemă cu detalii de deformare a masivului.

se știe [1; 2], după trecerea unui anumit timp de la terminarea lucrărilor de exploatare dintr-un etaj, în partea situată înspre acoperișul filonului exploatat și tavanul ultimei felii se formează un gol, ale cărui dimensiuni sînt în continuă creștere, pînă ce depășesc o deschidere limită la care rocile situate în acoperiș se prăbușesc peste rambleul din abataj, producînd o redistribuire a tensiunilor atît în masiv, cît și în rambleu. Sub acțiunea factorilor de influență procesul de destabilizare odată început continuă în lanț, pînă ce gradul de compactare a rocilor surpate și a rambleului asigură acestora o rezistență suficientă pentru a prelua tensiunile gravitaționale ale masivului și concentrările de tensiuni datorate redistribuirii continue a acestora în timp, ca efect al lucrărilor de exploatare.

După literatura de specialitate [3] și după determinările de laborator, tasarea finală a rambleurilor alcătuite din piatră spartă poate ajunge la 30 — 35% din volumul lor. Dacă la aceasta adăugăm și faptul că morile de rambleu se practică, din motive economice, în apropierea abatajelor și direct în acoperișul acestora (deci în cazul nostru în structura de rezistență dintre filoane), volumul de goluri însumate, ce se autorambleiază prin surparea în lanț a rocilor, este destul de însemnat, chiar dacă presupunem că, prin compactarea numai cu 20% a rambleurilor și rocilor surpate, rezistența acestora este suficientă pentru a contribui la liniștirea fenomenului de destabilizare a masivului.

O analiză sumară, în cifre, arată astfel:

— volum gol, după extragerea minereului, 1 m³;

— coeficient de umplere cu rambleu, 0,9;

— rambleu necesar, 0,9 m³ roci în stare afînată;

— proveniența rambleului:

— din lucrări miniere, 40%;

— din mori de rambleu, 60%;

— volum excavații mori de rambleu:
0,9 m³ × 0,6 = 0,540 m³, în stare afînată;
0,54 m³ : 1,3 = 0,415 m³, în masiv;

— coeficient de tasare rambleu, 0,2;

— volum de goluri produs prin tasare,
0,9 m³ × 0,2 = 0,180 m³.

Volumul total al golurilor care rămîn în final în masiv după extragerea unui m³ de minereu:

$$0{,}100 + 0{,}415 + 0{,}180 = 0{,}695 \text{ m}^3,$$

adică 69,5%.

Deformațiile nu s-ar fi transmis la suprafață dacă ar fi fost îndeplinită condiția lui M.A. Kuznețov, și anume:

$$H > K \frac{300 M_{ef} L'}{L' + 74 M_{ef}} \qquad (1)$$

în care:

L' este proiecția pe orizontală a corpului de minereu;

K — coeficientul care ține seama de tăria rocilor;

f	2...5	5...9	peste 9
K	1,0	0,9	0,8

M_{ef} — grosimea efectivă a zăcămîntului:

$$M_{ef} = m(1 - K_r + K_r K_{tr}),$$

unde:

K_r — coeficient de rambleiere a spațiului excavat;

K_{tr} — coeficient de tasare a rambleului;

m — grosimea corpului de minereu, în cazul nostru suma grosimii filoanelor.

Luînd o grosime medie de filon de 1,5 m, M_{ef} pentru filoanele din culcușul puțului orb este egal cu 4,59 m, iar L' cu 210 m. Din această relație rezultă că fenomenul nu s-ar fi înregistrat la suprafață dacă între aceasta și limita superioară a zăcămîntului ar fi fost o diferență de nivel $H = 526$ m, față de 270 m cît este în realitate deasupra puțului orb.

După declanșare, evoluția procesului de deformare-deplasare a masivului de roci acoperitoare și implicit a lucrărilor miniere săpate în interiorul acestuia, cît și evoluția albiei de scufundare de la suprafață pot fi prognozate numai după realizarea unor lucrări de investigație pentru cunoașterea cauzelor procesului și a modului său de manifestare.

Prognoza propriu-zisă se realizează prin efectuarea unor calcule, care se referă la evoluția unghiurilor de influență, și prin prelucrarea grafică a datelor culese prin măsurări instrumentale efectuate în subteran și la suprafață.

1. *Prognoza unghiurilor de influență și de rupere la suprafață*

Întrucît reproducerea pe model a exploatării și pentru alte profile nu a putut fi executată la acea dată, pe baza unor experiențe anterioare s-a considerat că este posibilă realizarea pentru acele profile a unei prognoze prin calcul analitic, plecînd de la datele obținute prin modelare și utilizînd procedeul de calcul elaborat de prof. E. Hoek de la Royal School of Mines din Londra [4].

Procedeul lui Hoek ia în considerare deformarea și alunecarea spre excavație a rocilor din acoperiș, care sînt favorizate de suprafețele de minimă rezistență constituite din contactele dintre formațiuni, sisteme de fisurație, discontinuitățile care cad spre zăcămînt, ceea ce face ca suprafața de rupere să găsească liber drumul de cea mai mică rezistență prin masivul de roci.

Parametrii geometrici ai dislocării utilizați în analizele de stabilitate executate cu ajutorul acestui procedeu sînt prezentați în figura 8.

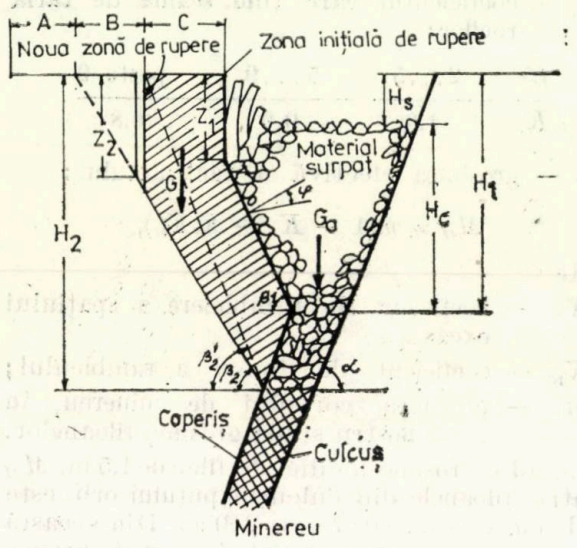


Fig. 8. Schema procesului de dislocare (după Hoek 1974).

Forțele descendente care tind să provoace ruperea sînt date de greutatea prismei de surpare hașurate. Cînd mărimea acestor forțe depășește limita rezistenței la forfecare a rocilor, masivul se fracționează, rupîndu-se sub un unghi egal cu unghiul de rupere β_2. Pentru determinarea prin calcul a acestui unghi, se utilizează relația :

$$\beta_2 = \frac{1}{2}\left[\varphi + \arccos\frac{X}{(X^2+Y^2)^{1/2}}\right], \qquad (2)$$

în care :

$$X = \left[\left(\frac{\gamma H_1}{C}\right)^2 - \left(\frac{\gamma Z_1}{C}\right)^2\right]\operatorname{ctg}\beta_1 - \left[\left(\frac{\gamma H_2}{C}\right)^2 - \left(\frac{\gamma H_1}{C}\right)^2\right] - \operatorname{ctg}\alpha - K\frac{\gamma a}{\gamma}\cos(\beta_1 - \varphi')\left(\frac{\gamma H_c}{C}\right)^2 \qquad (3)$$

$$Y = \left(\frac{\gamma H_2}{C}\right)^2 - \left(\frac{\gamma Z_2}{C}\right)^2 - K\frac{\gamma a}{\gamma}\left(\frac{\gamma H_c}{C}\right)^2 \sin(\beta_1 - \varphi'), \qquad (4)$$

unde :

$$\frac{\gamma H_2}{C} = a + (a^2 + b)^{1/2}; \qquad (5)$$

$$a = \frac{\gamma Z_2}{C}\cdot\frac{\operatorname{tg}\alpha}{\operatorname{tg}\beta_{2c} - \operatorname{tg}\alpha}; \qquad (6)$$

$$b = \left[\left(\frac{\gamma H_1}{C}\right)^2 \operatorname{ctg}\beta_1 - \operatorname{ctg}\alpha\right) - \left(\frac{\gamma Z_2}{C}\right)^2 \operatorname{ctg}\beta_{2c} - \left(\frac{\gamma Z_1}{C}\right)^2 \operatorname{ctg}\beta_1 - K\frac{\gamma a}{\gamma}\left(\frac{\gamma H_c}{C}\right)^2 - \frac{\sin(\theta - \varphi)}{\sin(\beta_{2c} - \varphi)}\Bigg]\cdot\frac{1}{(\operatorname{ctg}\beta_{2c} + \operatorname{ctg}\alpha)}. \qquad (7)$$

$$\frac{\gamma Z_2}{C} = \frac{\cos\varphi}{\cos\beta_{2c}\cdot\sin(\beta_{2c} - \varphi)}. \qquad (8)$$

$$\beta_{2c} = \frac{1}{2}(\beta_1 + \varphi) \qquad (9)$$

$$K = \frac{\sin(\varphi - \varphi')\cdot(\operatorname{ctg}\varphi + \operatorname{ctg}\beta_1)}{\sin(\varphi - \varphi')\cos(\beta_1 - \varphi') + \sin(\beta_1 - \varphi')}, \qquad (10)$$

Se compară β_2, determinat cu relația (2), cu β_{2c} din relația (9).

Dacă $\beta_2 \neq \beta_{2c}$ se înlocuiește β_{2c} cu β_2 în relațiile (8) ; (7) și (6) și se repetă ciclul de calcule pînă cînd diferența dintre două valori succesive ale lui β_2 este mai mică de 0,1%.

Numărul mare de variante necesar pentru realizarea acestui scop ne-a determinat să întocmim un program în limbaj FORTRAN-IV și, cu ajutorul unui calculator FELIX CE-256, să obținem valorile unghiurilor de rupere și pe alte profile din zonă, trasate transversal pe zăcămînt, calcule ale căror rezultate le prezentăm în tabelul 4, pentru exploatarea pînă la — 40 m și — 120 m, sub jompul puțului orb.

Tabelul 4

Prognoza unghiurilor de rupere și de influență pentru acoperișul zăcămîntului, grade

Profil nr.	1	2	3	4	5	6	7
Unghi de rupere pentru cota —40	62	63	62	64	62	62	63
Unghi de influență pentru cota —40	58	59	58	60	58	58	59
Unghi de rupere pentru cota —120	60	61	nu se extinde	62	60	60	60
Unghi de influență pentru cota —120	57	58		59	58	58	59

Din anul 1981, cînd au fost prognozate aceste unghiuri, veridicitatea lor a fost verificată anual prin măsurări intrumentale efectuate de compartimentul topografic al unității miniere sau al I.C.I.T.P.L.C.I.M. Deva, obținîndu-se diferențe de numai ±1%, ceea ce considerăm că este o confirmare bună.

Prelucrarea și interpretarea măsurărilor de nivelment, efectuate la suprafața terenului, arată că viteza de scufundare a reperilor s-a redus în perioada 1985 — 1986.

Prin comparație cu evoluția deformațiilor de la orizontul zero, această reducere este

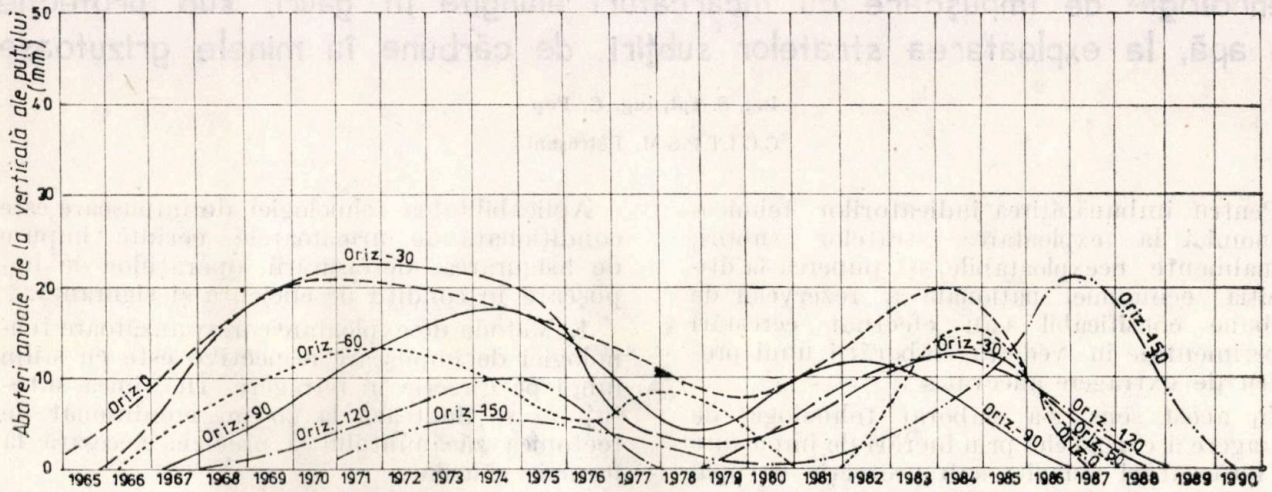


Fig. 9. Variația abaterilor anuale de la verticalitatea puțului orb.

rezultatul restrîngerii activității miniere din zonă în perioada 1975 — 1979.

Corelată și cu celelalte rezultate pe care le vom prezenta în continuare, această evoluție ne face să concluzionăm că la suprafață va urma o creștere a fenomenului de deformație, cu o extindere a albiei de scufundare pînă la limitele perimetrului trasat cu ajutorul unghiurilor prezentate în tabelul 4.

2. *Prognoza evoluției procesului de deformare a lucrărilor miniere subterane din zonă*

Cu ajutorul datelor obținute din măsurările instrumentale, s-au trasat curbele din graficele 5; 6 și 9, care considerăm că sînt deosebit de sugestive în privința evoluției deformațiilor în masiv.

Evoluția tasării în timp a reperilor din orizontul principal de transport (fig. 5) indică, pentru perioada următoare, o tendință de scădere a scufundărilor anuale. Din graficul de mai sus rezultă că viteza anuală de scufundare a acelorași reperi are o tendință vizibilă de reducere, ceea ce înseamnă că, în cazul în eare din anul 1986 exploatarea în subteran a încetat în această zonă, fenomenul de deformare se va stinge în jurul anului 1990.

Variația abaterilor anuale de la verticalitate ale puțului (fig.9) ilustrează foarte sugestiv modul în care se corelează activitatea de exploatare din subteran cu deformarea lucrărilor miniere din masivul înconjurător.

Din extrapolarea datelor obținute din măsurări rezultă că puțul orb a intrat în deformare începînd din anul 1965; a avut o perioadă de vîrf pentru orizonturile superioare, situată între anii 1969 — 1974, după care a înregistrat o descreștere între anii 1977 — 1979, pentru ca în perioada următoare să crească din nou cu un maxim între 1983 — 1984.

Funcționalitatea puțului nu a fost întreruptă datorită susținerii sale în lemn, care a permis executarea de lucrări de întreținere și remediere, spre deosebire de puțul auxiliar menționat în figura 3, a cărui susținere din beton s-a deformat.

Procesul de deformare a masivului s-a transmis, după declanșarea lui, într-un ritm crescător pe parcursul a circa 5 ani, după care a rămas constant, cu o valoare maximă a deformațiilor anuale, pe o perioadă de alți 5 ani.

Reducerea activității de exploatare a determinat o scădere a procesului de deformare pe o durată de aproximativ 4 ani, după care a urmat o reactivare provocată, probabil, de deschiderea și exploatarea unor mineralizații de impregnație din vechile abataje sau prin exploatarea în zonă a unor filoane descoperite pe parcurs.

Încetarea exploatării acestei zone în cursul anilor 1981—1982 a determinat o scădere a deformațiilor puțului în perioada 1984 — 1986 cu excepția orizontului — 150.

Această excepție arată că, la nivelele situate sub cota jompului puțului, activitatea minieră nu a încetat pînă în anul 1986.

Bibliografie

[1] Kuzneţov, M. A. ş.a. *Deplasarea rocilor în zăcăminte metalifere*. Nedra, 1971.

[2] Fotă, D. *Considerații cu privire la tasarea unor rambleuri*. Mine, Petrol și Gaze, nr. 4, 1985.

[3] * * * *Recomandări privitoare la măsurile de luat pentru consolidarea clădirilor și instalațiilor aflate în zona de influență a exploziilor subterane*. Leningrad, Stroizdat, 1967.

[4] Hoek, E. *Surparea progresivă produsă de exploata rea unui zăcămînt înclinat*. I.M.M. London, 1974.

[5] Kuzneţov, M. A. ş.a. *Prognozirovanie haraktera parametrov*. Gornîi jurnal, 1977.

[6] Fotă, D. *Influența lucrărilor subterane asupra stabilității construcțiilor de suprafață*. Geologie inginerească, vol. II, Ed. tehnică, București, 1981.

Tehnologie de împuşcare cu încărcături alungite în găuri, sub protecţie de apă, la exploatarea stratelor subţiri de cărbune în minele grizutoase

Ing. S. Ţat, ing. C. Pop

C.C.I.T.P.S.M. Petroşani

Pentru îmbunătăţirea indicatorilor tehnico-economici la exploatarea stratelor subţiri, actualmente neexploatabile, şi punerea la dispoziţia economiei naţionale a rezervelor de cărbune cocsificabil s-au efectuat cercetări experimentale în vederea elaborării unui procedeu de extragere adecvat.

În acest sens, s-a elaborat tehnologia de extragere a cărbunelui prin lucrări de împuşcare cu încărcături alungite sub protecţie de apă, plasate în găuri de sondă, forate paralel cu frontul.

În principiu, tehnologia constă în forarea în stratul de cărbune de găuri de sondă paralele cu frontul de abataj pe toată înălţimea subetajului (redată schematic în fig. 1).

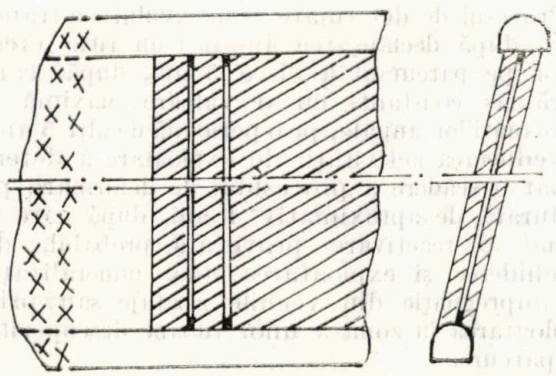


Fig. 1

După încărcarea găurilor cu exploziv, se procedează la umplerea acestora cu apă la presiunea existentă în reţeaua minei. Prezenţa apei în gaură măreşte securitatea împuşcării, întrucît aceasta îndepărtează metanul de încărcătură, răceşte produsele de explozie şi diminuează concentraţiile de praf de cărbune în suspensie şi concentraţiile de gaze toxice de explozie. Totodată, se obţine un efect de rupere mai bun, ca urmare a utilizării unui mediu incompresibil, gazele de explozie lucrînd cu efect maxim.

Ca rezultat al împuşcării succesive a încărcăturilor explozive, se realizează abaterea frontală a cărbunelui, care gravitaţional este dirijat în galeria de bază, de unde este evacuat cu un transportor sau o maşină de încărcat.

Dirijarea presiunii se face prin lăsare lină, ceea ce face ca metoda să fie aplicabilă numai în anumite condiţii, determinate de stabilitatea acoperişului.

Aplicabilitatea tehnologiei de împuşcare este condiţionată de următoarele cerinţe impuse de asigurarea desfăşurării operaţiilor de împuşcare în condiţii de eficienţă şi siguranţă.

1. Metoda de exploatare corespunzătoare tehnologiei de împuşcare respective este cu stîlpi lungi pe direcţie în retragere. Înălţimea subetajului se limitează la 25 m, condiţionat de tectonica zăcămîntului şi precizia necesară la forarea găurilor.

2. Pentru obţinerea unui randament corespunzător, găurile trebuie forate între acoperiş şi culcuş, paralel cu frontul, la anticipante stabilite prin calcul şi verificate experimental. La forarea găurilor se admit abateri de maximum 0,3 — 0,5 m de la direcţia proiectată.

3. Explozivul trebuie să fie de tip antigrizutos, de înaltă siguranţă, pentru a asigura securitatea împuşcării în cazul unor scurgeri accidentale a apei din găuri prin fisuri şi crăpături. De asemenea, explozivul trebuie să prezinte parametri energetici corespunzători tăriei cărbunelui ce urmează a fi dislocat şi o sensibilitate la transmiterea detonaţiei corespunzătoare, pentru a se asigura explodarea încărcăturii pe întreaga lungime.

4. Pentru păstrarea continuităţii şi protejarea încărcăturilor explozive, trebuie utilizat un tub din folie de polietilenă cu pereţi groşi de 0,3 — 0,4 mm, astfel încît sub acţiunea presiunii apei timp de 15 min., la valori de cel puţin $5 \cdot 10^5$ N/m^2, explozivul să-şi menţină capacitatea de detonare.

5. Pentru iniţierea încărcăturilor să se utilizeze capse electrice milisecundă cu tub din cupru şi posibilitatea de aprindere a metanului mai mică de 4%. Fiecare încărcătură se va amorsa cu două capse electrice, avînd aceeaşi treaptă de întîrziere.

6. La împuşcarea unui grup de găuri, distanţa dintre acestea trebuie să fie egală cu valoarea anticipantei. Totodată, întîrzierea între două încărcături vecine trebuie să fie de maximmum 75 ms, pentru a se evita dezvelirea şi proiectarea încărcăturilor în materialul împuşcat.

7. Găurile să fie umplute cu apă la presiunea existentă în reţea, alimentarea menţinîndu-se pînă la declanşarea împuşcării.

8. Pentru protejarea lucrărilor de pregătire, respectiv pentru a menţine un profil corespunzător al acestora pe linia frontului, se va prevedea montarea în amonte a unui rînd de stive.

Pentru punerea în aplicare a tehnologiei proiectate, prin cercetările efectuate s-a elaborat explozivul DS—H_2 cu detonație selectivă, care are capacitatea de lucru (Trauzl) de circa 140 cm^3 și prezintă parametri corespunzători cerințelor impuse pentru efectuarea lucrărilor de împușcare în condiții de siguranță. Menționăm că în cele mai severe condiții de testare, explozivul DS — H_2 nu aprinde amestecurile de aer-metan în concentrație de 8 — 10% CH_4 la încărcături de minimum 4 000 g, plasate în mortiere crestate, și minimum 15 000 g în coloană liber suspendată. Ca urmare, siguranța înaltă a explozivului a făcut posibilă utilizarea acestuia la încărcături nelimitate pe gaură în minele grizutoase.

Tehnologia a fost experimentată inițial într-un panou de la I.M. Anina cu înălțimea pe înclinare de 10 m, stratul avînd înclinarea de 85 — 90° și grosimea de 0,6 — 0,9 m. În continuare, experimentările s-au efectuat într-un panou cu înălțimea pe înclinare de 25 m, stratul avînd o înclinare de 50 — 55° și grosime de 0,9 — 1,2 m.

În ambele panouri cărbunele a avut o tărie ridicată.

Pe parcursul experimentărilor s-au împușcat atît găuri singulare, cît și grupuri de cîte două găuri.

Împușcările experimentale au avut ca rezultat detașarea cărbunelui după o suprafață situată de-a lungul găurilor de sondă. Cărbunele s-a desprins integral, fără să rămînă resturi pe culcuș și acoperiș și a prezentat o granulație corespunzătoare.

În baza rezultatelor lucrărilor de împușcare și a observațiilor pe parcursul experimentărilor, s-au desprins următoarele.

a. Pregătirea încărcăturilor explozive lungi și încărcarea lor în găuri cu diametrul de 50 — 65 mm și lungime de pînă la 25 m se fac în condiții corespunzătoare de siguranță și eficiență. Consumul de timp pentru pregătirea, introducerea în gaură și amorsarea unei încărcături explozive, precum și pentru operațiile de burare este de maximum 45 minute.

b. Încărcăturile explozive lungi formate prin introducerea și dispunerea cap la cap a cartușelor de exploziv DS—H_2 într-un tub din folie de polietilenă funcționează ca un tot unitar, explodînd în întregime.

c. Randamentul de rupere a încărcăturilor lungi de exploziv DS—H_2, plasate în găuri forate paralel cu frontul, este corespunzător la anticipante de cel mult 1,3 m. În cazul împușcării unui grup de două găuri, este necesar ca distanța între ele să nu depășească 1,3 m, dat fiind faptul că în procesul de împușcare cu întîrziere, distanța între găuri devine anticipantă pentru cea de-a doua încărcătură. De asemenea, randamentul de rupere este corespunzător la lungimi de buraj de 0,7 — 1 m argilă la partea inferioară și 0,5 — 1 m apă la partea superioară a găurii. Plasarea încărcăturilor și a burajului în găuri este redată schematic în figura 2.

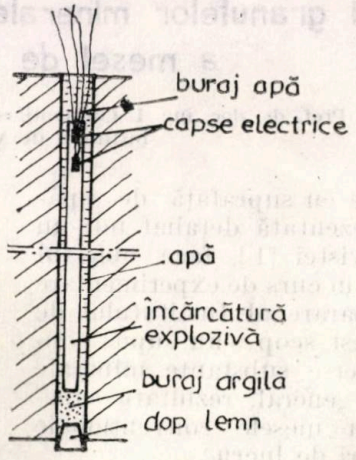


Fig. 2

d. La împușcarea unui grup de două găuri, atunci cînd distanța între ele devine mai mică de 0,6 m datorită devierii în timpul forajului, încărcăturile respective trebuie să se amorseze cu capse cu aceeași treaptă de întîrziere, pentru a se evita dezvelirea și proiectarea încărcăturilor în materialul derocat. Pentru o distanță mai mare de 0,6 m, întîrzierea între două încărcături vecine poate fi de maximum două trepte (46 — 75 ms funcție de tipul capselor). Utilizarea unor capse cu întîrzieri mai mari poate conduce, de asemenea, la dezvelirea și proiectarea încărcăturilor în materialul derocat.

e. Condițiile optime de aplicare a tehnologiei de împușcare cu încărcături alungite în găuri de sondă umplute cu apă în stratele subțiri sînt următoarele:

— înclinarea stratelor mai mare de 45°, condiție necesară pentru transportul gravitațional al cărbunelui pe vatra abatajului;

— strate de cărbune regulate, fără inflexiuni și tectonizări;

— roci înconjurătoare stabile.

f. Aplicarea tehnologiei de împușcare cu încărcături alungite sub protecție de apă la exploatarea stratelor subțiri este superioară celor practicate în prezent (cu trepte răsturnate și scut mecanizat) atît din punctul de vedere al securității muncii, cît și al eficienței economice, respectiv:

— gradul de securitate este foarte mare, deoarece lucrările de excavare se execută fără oameni în abataj;

— efortul fizic al muncitorilor este redus datorită mecanizării principalelor operații;

— productivitatea muncii crește de circa trei ori;

— prețul de cost al tonei de cărbune la nivelul abatajului scade cu 25 — 40 %.

Studiul mişcării granulelor minerale dense pe suprafaţa de separare a mesei de concentrare

Prof. dr. doc. ing. **I. Constantinescu**, şef lucr. dr. ing. **R. Sârbu**
Institutul de Mine Petroşani

Masa de concentrare cu suprafaţă de separare curbă (fig. 1), prezentată detaliat într-un număr anterior al revistei [1], face obiectul unei invenţii [2] şi este în curs de experimentare în laboratorul de preparare al Institutului de Mine Petroşani. În acest scop s-au supus concentrării cele mai diverse substanţe minerale utile, obţinîndu-se, în general, rezultate superioare, comparativ cu mesele convenţionale pentru aceleaşi regimuri de lucru.

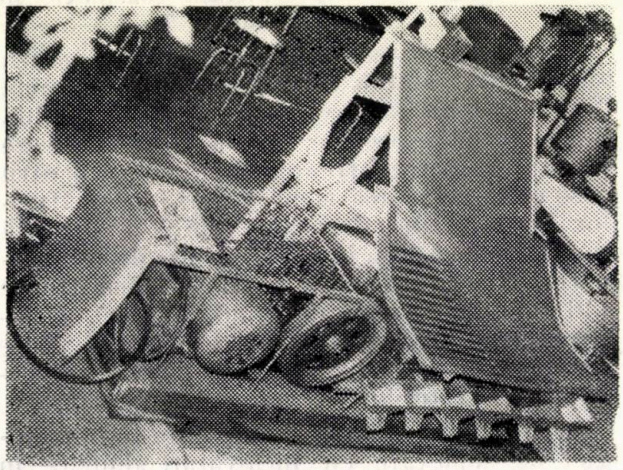


Fig. 1

Problemele care se ivesc în conducerea procesului de concentrare constau în corelarea multitudinii parametrilor constructivi şi de proces, astfel încît substanţa utilă densă să avanseze pe suprafaţa de separare a mesei de concentrare în direcţie longitudinală în interspaţiile create de nervuri, colectîndu-se ca un produs finit pe latura scurtă a mesei, în timp ce sterilul mai puţin dens să fie spălat de către curentul de apă adiţională în direcţia transversală a mesei, pe linia de cea mai mare pantă.

Lucrarea de faţă îşi propune studiul mişcării granulelor din patul de material pe suprafaţa de separare a mesei, fără salturi, sub acţiunea forţelor imprimate mesei de către sistemul de acţionare inerţial.

În acest caz se consideră că suprafaţa de separare P (fig. 2) efectuează oscilaţii armonice în planul fix $O_1x_1y_1$, de-a lungul axei O_1x_1, după legea :

$$\bar{r}_{10} = \bar{i}_1 A \sin \omega t + \bar{j}_1 B, \qquad (1)$$

unde :

A, B şi ω sînt constante alese tehnologic.

Ecuaţia diferenţială a mişcării relative a granulei minerale cu densitatea ρ, asimilată punctului material M de masă m, pe suprafaţa transportoare P, este de forma :

$$m\bar{a}_r = m\bar{g}_0 + \bar{N} + \bar{T} + \bar{F}_{tr} \qquad (2)$$

unde :

$\bar{a}_r = \ddot{x}\bar{i} + y''\bar{j} + \ddot{z}\bar{k}$ reprezintă acceleraţia mişcării relative a punctului material M.

$$m\bar{g}_0 = -mg_0\bar{k},$$

în care :

$g_0 = \dfrac{\rho - \rho_l}{\rho} \cdot g$ este acceleraţia gravitaţională a granulei cu densitatea ρ într-un fluid cu densitatea ρ_l;

$$\bar{N} = N\bar{k} = mg_0\bar{k};$$

$\bar{F}_{tr} = -m\bar{a}_{10} = \bar{i}mA\omega^2 \sin \omega t$ — forţa complementară de transport.

Reacţiunea T, reprezentînd forţa de frecare în timpul mişcării corpului pe planul transportor ($\dot{x} \neq 0$), se determină conform legii lui Coulomb prin relaţia :

$$\bar{T} = \begin{cases} -mg_0\mu\bar{i} & \text{pentru } \dot{x} > 0; \\ mg_0\mu\bar{i} & \text{pentru } \dot{x} < 0; \end{cases}$$

μ — coeficient de frecare la alunecare.

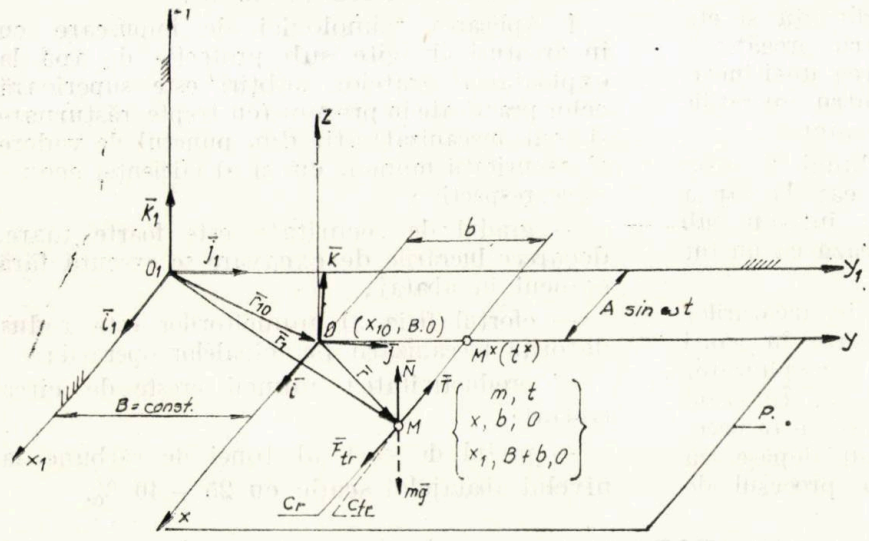


Fig. 2

Proiectînd relaţia vectorială (2) pe direcţia mişcării relative Ox, avînd în vedere expresiile de mai sus, se obţine următoarea ecuaţie scalară a mişcării relative a granulei minerale pe planul transportor :

$$m\ddot{x} = mA\omega^2 \sin \omega t \mp mg_0\mu \qquad (3)$$

sau, împărţind prin masa m :

$$\ddot{x} = A\omega^2 \sin\omega t \mp \mu g_0, \qquad (4)$$

unde semnul de sus corespunde intervalului de deplasare a particulei înainte ($\dot{x} > 0$) şi cel de jos deplasării înapoi ($\dot{x} < 0$).

Prezenţa semnului dublu în ecuaţia (3) determină neliniaritatea esenţială a problemei analizate.

Pentru soluţionarea analitică exactă a problemei se consideră că la momentul $t = t^*$ **corpul se află pe** axa Oy a sistemului de referinţă **mobil, la distanţa** $y = b$ (fig. 2), cu viteza relativă $\dot{x}(t^*) = \dot{x}^*$. Integrînd ecuaţia (4) cu aceste condiţii iniţial propuse, se obţin succesiv viteza şi deplasarea corpului în mişcarea sa :

$$\dot{x}(t) = \mp \mu g_0(t + t^*) - A\omega(\cos \omega t - \cos \omega t^*) + \dot{x}^*$$

şi : (5)

$$x(t) = \mp \mu g_0 \frac{(t + t^*)^2}{2} + A\omega(t - t^*)\cos \omega t^* - \\ - A(\sin \omega t - \sin \omega t^*) + \dot{x}^*(t - t^*). \qquad (6)$$

Dacă viteza iniţială $\dot{x}^* > 0$, atunci particula începe să se deplaseze înainte (în sensul + al axei Ox), iar dacă $\dot{x}^* < 0$, atunci particula se va deplasa în urmă. Relaţiile (5) şi (6) descriu mişcarea corpului pînă la o nouă oprire a acestuia pe planul P. Oprirea corpului M pe planul transportor poate fi oprire instantanee sau poate fi o oprire de lungă durată ($\dot{x} \equiv 0$). Momentul de oprire $t = t^{**}$ se determină ca o rădăcină posibilă şi cea mai apropiată de t^* a ecuaţiei :

$$\dot{x}(t^{**}) = \mp \mu g_0(t^{**} - t^*) - A\omega(\cos \omega t^{**} - \\ - \cos \omega t^*) + \dot{x}^* = 0. \qquad (7)$$

Datorită continuităţii funcţiei $x(t)$, în mod obligatoriu există un moment $t = t^{**} > t^*$ în care viteza relativă a granulei M se anulează, fapt care permite alegerea condiţiei iniţiale $\dot{x}^* = 0$.

Una din metodele exacte, recomandate pentru soluţionarea acestui gen de probleme, cu aplicabilitate şi la studiul altor probleme neliniare ale dinamicii sistemelor mecanice cu caracteristici neanalitice, este metoda integrării pe etape.

Metoda de calcul Runge-Kutta, aplicată în lucrarea [3] pentru rezolvarea problemelor de acest gen, arată că în funcţie de condiţiile iniţiale şi de parametrii cinematici de acţionare ai planului, în cazul mişcării relative a corpului pe plan orizontal cu oscilaţii de transport dirijate longitudinal în planul acestuia, sînt posibile numai următoarele regimuri de mişcări stabile, ilustrate grafic în figura 3.

R e g i m u l 1 — caracterizat de alunecarea înainte şi înapoi cu două opriri de lungă durată în fiecare perioadă.

R e g i m u l 2 — caracterizat de alunecarea înainte şi înapoi cu două opriri instantanee în fiecare perioadă.

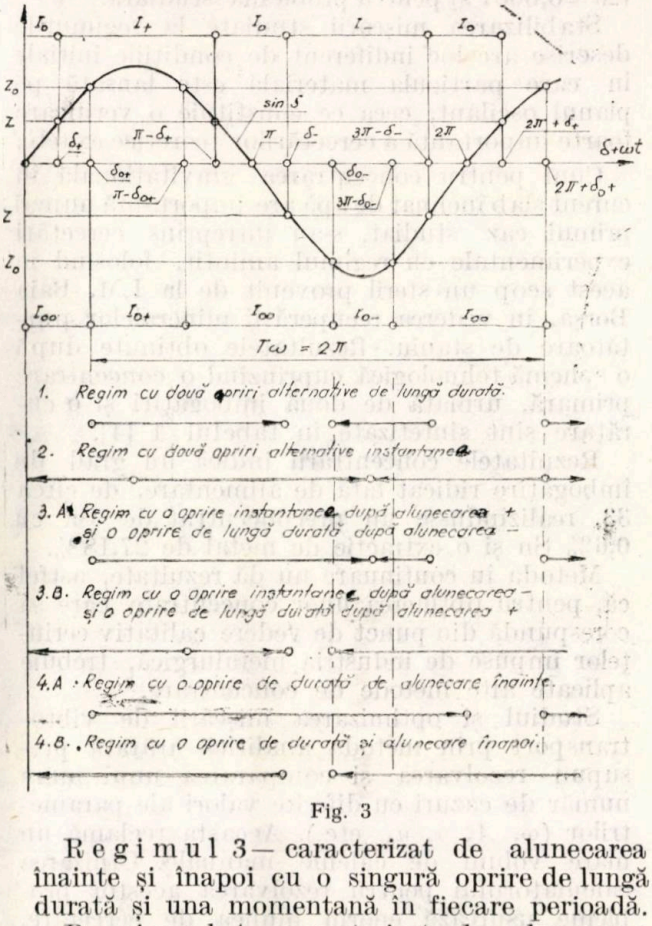


Fig. 3

R e g i m u l 3 — caracterizat de alunecarea înainte şi înapoi cu o singură oprire de lungă durată şi una momentană în fiecare perioadă.

R e g i m u l 4 — caracterizat de alunecarea corpului într-un singur sens cu o singură oprire într-o perioadă.

Una din condiţiile necesare pentru existenţa tuturor regimurilor enunţate este ca :

$$Z_0 = \frac{g_0\mu_0}{A\omega^2} < 1.$$

Pentru exemplificarea metodei, utilizînd un program de calculator, rezolvăm numeric următoarele două cazuri.

1. Amplitudinea oscilaţiilor, $A = 0{,}0025$ m ; viteza unghiulară, $\omega = 68{,}8$ s^{-1} sau turaţia $n = 600$ rot/min ; coeficientul frecării statice, $\mu_0 = 0{,}5$; coeficientul de frecare de alunecare $\mu = 0{,}4$.

2. $A = 0{,}0025$ m ; $\omega = 47{,}1$ s^{-1} ; $n = 450$ rot/min. ; $\mu_0 = 0{,}5$ şi $\mu = 0{,}4$; $\omega t_0 = 1{,}75$ şi $x_0 = 0$.

În ambele cazuri numerice analizate se ajunge la regimuri de mişcare stabile. Primul caz se caracterizează prin două opriri instantanee ale particulei în fiecare perioadă de oscilaţie a planului, iar în al doilea caz avem un regim cu două opriri de lungă durată, alternînd cu mişcare înainte şi înapoi.

Mișcarea studiată se stabilizează relativ repede după pornire, fapt ce a permis alegerea unui timp de rulare scurt (0,25 s) și repetarea calculului cu pași de iterație din ce în ce mai mici, pînă s-a ajuns la timpul optim (Δt=0,0001 s) pentru problema studiată.

Stabilizarea mișcării studiate la regimurile descrise are loc indiferent de condițiile inițiale în care particula materială este lansată pe planul oscilant, ceea ce constituie o verificare foarte importantă a cercetărilor teoretice exacte.

Cum pentru concentrarea gravitațională în curent slab înclinat de apă are importanță numai primul caz studiat, s-au întreprins cercetări experimentale cu regimul amintit, folosind în acest scop un steril provenit de la I.M. Baia Borșa, în vederea recuperării mineralelor purtătoare de staniu. Rezultatele obținute după o schemă tehnologică cuprinzînd o concentrare primară, urmată de două îmbogățiri și o curățare sînt sintetizate în tabelul 1 [4].

Rezultatele concentrării indică un grad de îmbogățire ridicat față de alimentare, de circa 33, realizîndu-se un preconcentrat de Sn cu 0,6% Sn și o extracție de metal de 27,18%.

Metoda în continuare nu dă rezultate, astfel că, pentru obținerea unor concentrate care să corespundă din punct de vedere calitativ cerințelor impuse de industria metalurgică, trebuie aplicate alte metode de concentrare.

Studiul și optimizarea mișcării de vibrotransport prin metoda analitică arătată presupun rezolvarea și compararea unui mare număr de cazuri cu diferite valori ale parametrilor (ω, A, μ, μ_0 etc.). Aceasta reclamă un mare volum de calcule manuale. Utilizarea calculatorului pentru rezolvarea acestor probleme ușurează enorm munca de cercetare, asigură precizia necesară și un randament sporit în lucru. În aceste condiții, metodologia de calcul se pretează, fără rezerve, la soluționarea problemelor de vibrotransport fără salturi al corpurilor materiale pe plane oscilante.

Tabelul 1

Denumirea operației	Denumirea produsului	Extracția în greutate, %	Conținutul de staniu, %	Extracția de metal %
Concentrare primară	Alimentare	100,00	0,018	100,00
	Concentrat primar	10,86	0,100	60,33
	Steril primar	89,14	0,008	39,67
Îmbogățire 1	Concentrat îmbogățire	29,28	0,310	90,80
	Produs mediu 1	70,72	0,013	9,20
Îmbogățire 2	Concentrat staniu	25,47	0,600	49,30
	Produs mediu 2	74,53	0,210	50,70
Curățare	Produs mediu	20,45	0,012	30,60
	Steril final	79,55	0,0075	69,40

Bibliografie

[1] Constantinescu, I., Sârbu, R. *Concentrarea substanțelor minerale utile pe mese cu suprafață de separare curbă.* Mine, Petrol și Gaze, nr. 3, 1986.

[2] Constantinescu, I., Sârbu, R. *Masă de concentrare pentru minereuri.* Brevet de invenție nr. 87489/1985.

[3] Bălan, B. *Contribuții la studiul, proiectarea și optimizarea regimurilor de funcționare a sitelor și planelor oscilante de sortare și transport.* Teză de doctorat, Institutul Politehnic „Gh. Asachi" Iași.

[4] Sârbu, R. ș. a. *Studiul posibilităților de recuperare a staniului din sterilele de flotație de la I.M. Baia Borșa.* I.M. Petroșani, 1987.

Rezervoare de hidrocarburi din fundamentul fisurat magmatic și metamorfic pe glob (II)

EVOLUȚIA FISURILOR ȘI REPARTIȚIA PE GLOB A REZERVOARELOR

Șef lucr. ing. **O. Georgescu**
șef lucr. ing. **D. Frunzescu**
prof. dr. geol. **C. Beca**
Institutul de Petrol și Gaze Ploiești

Colmatarea fisurilor se datorează circulației apei care, în anumite condiții de presiune, temperatură și în funcție de compoziția chimică și gradul de saturare al soluțiilor, poate favoriza alterarea mineralelor componente ale rocii și formarea de minerale noi sau poate favoriza precipitarea și cristalizarea unor minerale cum ar fi cuarțul și carbonații, minerale care se depun pe fisuri, cimentîndu-le sau reducîndu-le mult deschiderea. De asemenea, colmatarea se poate datora depunerii din suspensii a particulelor argiloase ca urmare a reducerii vitezei de filtrare, a deschiderii fisurilor în timpul de exondare a masivului de roci. O mare parte a materialului de colmatare se datorează proceselor de retromorfism și, în special, alterării chimice suferite de roci în perioadele de exondare.

Procesul de alterare a rocilor din fundament este determinat, pe de o parte, de structura reticulară și chimismul mineralelor componente ale acestor roci, de structura și textura rocilor

Răspîndirea zăcămintelor din fundamentul fisurat (după D. Frunzescu) *Tabelul 1*

Bazinul	Structura		Roca-rezervor (tip petrografic, vîrstă)	Adîncime, m	Tip de capcană	Obiect de exploatare	Roca-mamă suprajacentă din care au migrat hidrocarburile (tip petrografic-vîrstă)
	Nume	Tip					
1	2	3	4	5	6	7	8
1. BAZINUL PANONIC **Jugoslavia** Depr. Drava	Šumečani	Anticlinal faliat dezvoltat pe o proeminenţă de relief a fundamentului	Roci eruptive (Pz)		Masiv în proeminenţă de eroziune	Petrol-fundament (Pz)	Şisturi bituminoase (Pg_3)
	Kloštar	Ridicare structurală-flancul de V al structurii Kriz, compartimentată în blocuri	Granite şi gnaisuri alterate (Pz)		Masiv în proeminenţă de eroziune	Gaze-fundament (Pz)	Şisturi bituminoase (Pg_3, N_1)
Depr.Banatului	Velika Greda	Ridicare îngropată compartimentată de falii	Roci eruptive, metamorfice alterate (Pz)		Masiv în proeminenţă de eroziune	Gaze-fundament (Pz)	Şisturi bituminoase (N_1)
	Jermenovici	Ridicare îngropată compartimentată de falii	Gnaisuri şi roci bazice verzi fracturate, fisurate (Pz)		Masiv în proeminenţă de eroziune	Petrol-fundament (Pz)	Şisturi bituminoase (N_1)
	Kikinda	Cută anticlinală pe ridicare îngropată a fundamentului	Şisturi cristaline fracturate (Pz)		Masiv	Gaze-fundament (Pz)	Marne argiloase cenuşii (N_2pn)
	Mokrin	Ridicare îngropată faliată	Şisturi cristaline fracturate (Pz)		Masiv	Gaze-fundament (Pz)	Marne argiloase cenuşii (N_2pn)
	Bunjani	Ridicare îngropată	Roci magmatice metamorfice alterate (Pz)		Masiv	Petrol-fundament (Pz)	
	Lokve	Ridicare îngropată	Roci magmatice, metamorfice alterate (Pz)		Masiv	Petrol-fundament (Pz)	
	Elemir	Ridicare îngropată	Roci magmatice, metamorfice alterate (Pz)		Masiv	Petrol-fundament (Pz)	
	Gospodjinci	Ridicare îngropată	Roci magmatice, metamorfice alterate (Pz)		Masiv	Petrol-fundament (Pz)	
România Sectorul nordic	Săcuieni vest	Brahianticlinal (NV-SE) compartimentat în trei blocuri	Micaşisturi cu biotit, micaşisturi cu granaţi	2 300	Masiv în capcană ecranată tectonic	Gaze şi condensat	Marne argiloase (N_2); marne compacte, marne foioase cu miros de hidrocarburi; marne (N_1s) şi calcare (N_1t)
	Ciocaia Cadea	Două ridicări anticlicări anticlinale (NV-SE)	Gnaisuri şi granognaisuri cataclazate	2 830	Masiv în capcană stratigrafică	Gaze	Marne argiloase(N_2); calcare şi marne calcaroase (N_1t)
	Cheţ	Hemianticlinal (E-V) delimitat de accidente tectonice	Granognaisuri cataclazate şi amfibolite	2 500	Masiv în capcană de tip structural	Petrol	Marne argiloase (N_2), marne cu miros de hidrocarburi, calcare şi marne calcaroase (N_1t) şi posibil argile şistoase negre (K)
	Sarvăzel	Brahianticlinal (NNE-SSV) cu două boltiri	Granognaisuri cuarţitice şi şisturi cuarţitice	1 260	Stratiform boltit în capcană stratigrafică	78 %CO_2; 7,03 %CH_4	Marne argiloase compacte cu miros de hidrocarburi (N_2pn); marne, calcare marnoase (N_1t); marne (N_1s)

1	2	3	4	5	6	7	8
Sectorul nordic	Viișoara (Pățal)	Brahianticlinal (NNV-SSE) accidentat tectonic	Șisturi clorito-sericitoase, șisturi amfibolice și cloritoamfibolice	1 300	Masiv în capcană de tip structural	Țiței, condensat, gaze și CO_2	Marne argiloase compacte cu miros de hidrocarburi (N_2pn); marne, calcare marnoase (N_1t); marne (N_1s)
	Mădăraș		Șisturi cuarțo-cloritice, gnaisuri cu biotit și granognaisuri	500—1130	Masiv în capcană stratigrafică prin mularea reliefului cristalin de către miocen	Petrol	Marne argiloase, compacte (N_2pn), marne argiloase (N_1) și posibil șisturi bituminoase (Pg_2)
	Sălacea	Ridicare anticlinală (NNE-SSV) cu flancuri asimetrice	Micașisturi cu biotit și granați, gnaisuri, amfibolite, șisturi amfibolite și cuarțitice cu intruziuni de microgabbrouri	2 260	Masiv în capcană structurală	Gaze și condensat	Marne argiloase (N_2pn inf.) și marne (N_1) dispuse pe flancurile structurii
	Șilindru	Ridicare anticlinală accidentată tectonic	Gnaisuri și micașisturi	2 600		Petrol	Marne argiloase (N_2); marne (N_1)
Sectorul central	Ciumeghiu	2 aliniamente structurale cu 4 proeminențe de relief îngropate în $N_1—N_2$	Micașisturi, gnaisuri, granognaisuri, șisturi cuarțitice, șisturi sericitoase cu intruziuni granitice	1 600 (E) 2 600 (V)	Masiv în capcane stratigrafice, tectonice	Petrol, condensat, gaze	Marne argiloase (N_2); marne (N_1)
	Salonta	Brahianticlinal (E-V) afectat de accidente tectonice	Gnaisuri granitice, granognaisuri, micașisturi cu biotit și șisturi sericito-cloritoase	2 800	Masiv în zona alterată, fisurată a fundamentului, ecranat stratigrafic	Condensat și gaze cu o bandă subțire de petrol	Marne argiloase (N_2)
Sectorul sudic	Sîntana	Brahianticlinal (NNE-SSV) cu periclinul nordic mai dezvoltat și compartimentat tectonic	Gnaisuri, micașisturi și erupții granitice pe periclinul nordic. Local apar și cuarțite micacee	2 140	Masiv în fundament ecranat stratigrafic	Petrol, condensat, gaze și CO_2	Marne argiloase (N_2)
	Turnu	Ridicare anticlinală din trei creste	Șisturi sericito-cloritoase, cuarțito-cloritoase și intruziuni granitice	810—880	Masiv în capcane lito-stratigrafice	Petrol, gaze	Marne argiloase (N_2)
	Calacea	Ridicare brahianticlinală (E-V)	Filite, cuarțite, micașisturi, șisturi clorito-sericitoase, șisturi amfibolice, gnaisuri și intruziuni de granite, granodiorite, diorite, metagabbrouri, diabaze și melafire	763— 1 096	Masiv în capcane structural-stratigrafice	Petrol cu cap primar de gaze	Marne argiloase (N_2); Marne (N_1h, N_1s)
	Satchinez	Anticlinal mărginit de două falii longitudinale	Filite, cuarțite, micașisturi, șisturi clorito-sericitoase, șisturi amfibolice, gnaisuri și intruziuni de granite, granodiorite, diorite, metagabbrouri, diabaze și melafire	1 220— 1 670	Masiv în capcane structural-stratigrafice	Petrol cu cap primar de gaze	Marne argiloase (N_2); Marne (N_1h, N_1s)
	Șandra	Anticlinal (E-V)	Cuarțite, micașisturi, gnaisuri și intruziuni granitice	1 960— 2 120	Masiv în capcane structural-stratigrafice	Petrol cu cap primar de gaze	Marne argiloase (N_2); Marne (N_1h, N_1s)

	Variaș	Ridicare brahianticlinală (NV-SE)	Filite, cuarțite, micașisturi, șisturi cloritosericitoase, șisturi amfibolice, gnaisuri și intruziuni de granite, granodiorite, diorite, metagabbrouri, diabaze și melafire	1 860—1 960	Masiv în capcane structural-stratigrafice	Petrol cu cap primar de gaze	Marne argiloase (N_2); Marne (N_1h, N_1s)
	Chereștur	Ridicare anticlinală de forma unei creste (N-S)	Filite și gnaisuri	2 500	Masiv în capcană mixtă stratigrafică-litologică	Gaze	Marne argiloase (N_2); Marne (N_1h, N_1s)
	Pordeanu	Proeminență de eroziune de formă anticlinală	Micașisturi, gnaisuri, șisturi cuarțito-cloritoase	2 200	Masiv în capcană stratigrafică-litologică	Petrol și gaze	Marne argiloase (N_2); Marne (N_1h, N_1s)
	Nădlac	Proeminență de eroziune de formă anticlinală	Micașisturi, șisturi clorito-sericitoase, gnaisuri și intruziuni granitice	2 800	Masiv în capcană stratigrafică-litologică	Petrol	Marne argiloase (N_2); Marne (N_1h, N_1s)
	Șeitin	Proeminență de eroziune de formă anticlinală	Micașisturi, gnaisuri, șisturi cuarțito-cloritoase	2 550	Masiv în capcană stratigrafică-litologică	Petrol	Marne argiloase (N_2); Marne (N_1h, N_1s)
2. BAZINUL VEST-SIBERIAN Regiunea Uralului	Șaim	Ridicări locale ale fundamentului din horstul Șaim	Șisturi sericitoase cuarțoase fisurate cu intercalații de gresie fină, conglomerat fin, marmure, granite și gnaisuri (Pz sup.)		Masiv	Petrol și gaze (Pz sup.)	Formațiunea de Șuming: aleurite, gresii cu lignit în facies mlăștinos
3. BAZINUL JIUQUAN China, provincia Yumen	Cîmpul petrolifer Yaerxia	Proeminențe ale fundamentului cutat caledonian (cu structură de horst)	Pelite cenușii roșii, marne nisipoase și calcare ale formațiunii Quiannaogon (S), metamorfozate în orogeneza caledoniană		Masiv	Petrol și gaze (S)	Formațiunea de Xinminpu (marne cu intercalații de gresii, siderite și conglomerat bazal (K_1)
4. BAZINUL DE VEST China, prov. Liaoning, Depresiunea Liaohe	Cîmpul petrolifer Xinglonglai	Proeminență îngropată a fundamentului în formă de dom	Granite metamorfozate (A), granite brecifiate, andezite și bazalt (Mz)		Masiv puternic saturat în gaze	Petrol și gaze (A, Mz) 30—60 t/zi	Formațiunea pelitică Shahejie-3, groasă de 400—1 200 m și de culoare închisă
5. BAZINUL MARII ROȘII Litoral Golf Suez-R.A. Egipt	Hurghada	Proeminență structurală îngropată a fundamentului	Granite fisurate și gresii arcoziene (A, Pt)		Masiv	Afluxuri nelnsemnate de petrol (A,Pt)	
6. BAZINUL LIBAN	El Rakb	Proeminență îngropată a fundamentului	Granite, granofire, riolite fisurate (A, Pt)	2 920	Masiv	Petrol (A, Pt)	Marnele de Rachment(K_2)
7. BAZINUL ATLANTICULUI DE VEST (MAROCAN) Depr.Rharb	Bled Khatara inferioară	Ridicare a fundamentului paleozoic	Granite fisurate și fracturate (Pz) și șisturi cloritoase fine fracturate, fisurate, cavernoase (Pz)	1 580	Masiv	Petrol-fundament (Pz)	
	Zrar inferior	Ridicare fundament (Pz)	Granite fisurate și fracturate (Pz)	1 700	Masiv	Petrol-fundament (Pz)	

1	2	3	4	5	6	7	8
	Oued Beth						
	Mers el Kharez			1 350			
	Sidi Fili inferior	Ridicări ale fundamentului paleozoic	Gresii și șisturi cloritoase fine, fracturate, fisurate, cavernoase (Pz)	1 400	Masive	Petrol-fundament (Pz)	
	Tisserand			900			
	Bâton			1 000			
	Bled Defaa			1 070			
	Bled Eddoun			1 400			
	Oued Mellah			600			
8. WASHINGTON	Rattlesnake Hills		Bazalte fisurate acoperite de argile lacustre		Masive	Gaze	
9. BAZINUL INTERN DE VEST (S.U.A.)	Orth		Cuarțite fisurate (A, Pt) în vîrful proeminențelor și șisturi muscovitice, biotitice, gnaisuri cu feldspați și biotit, granite roz spre partea de jos a structurilor		Masive în proeminențe de eroziune	Petrol (Producții medii)	Roci sedimentare (C_2)
	Ringwald						
	Kraft-Prussa						
Partea centrală-ridicarea Kansasului Central	Silica	Vîrfuri ale proeminențelor îngropate ale fundamentului					
	Beaver						
	Trapp						
	Eveleigh						
	Hull-Gurney		Granit cu biotit (A, Pt); Granit roz (A, Pt)				
	Gorham						
10. BAZINELE MUNȚILOR STÎNCOȘi	Unele structuri	Ridicări îngropate ale fundamentului	Roci eruptive (A, Pt)		Masive în proeminențe de eroziune	Petrol, gaze (A, Pt)	
11. B AZINUL GOLFULUI MEXIC	Mai multe structuri între care Springs	Ridicări îngropate ale fundamentului	Roci eruptive (Frecvent serpentine) fisurate (A,Pt)		Masive în proeminențe de eroziune	Petrol, gaze (A, Pt)	
Texas și Oklahoma de Vest	Cîmpurile petrolifere Panhandle	Proeminență îngropată Wichita Mountains și Arcul îngropat Amarillo	Granite alterate și arcoze cambriene acoperite de gresii, calcare, dolomite (C_2—P)		Masive în proeminențe de eroziune	Gaze, petrol (Cm; C_2—p)	
Texasul Central	Numeroase structuri	Proeminențe	Serpentinite		Masive	Petrol, gaze	
Partea de mijloc a reg. Tampico-Tuxpan	Unele structuri din zona de acumulare „Centura de aur''	Ridicări îngropate de carbonatite străpunse de granite	Granite (A, Pt)		Masive în proeminențe de eroziune	Petrol, gaze (A, Pt)	
12. B AZINELE CALIFORNIEI Bazinul Ventura	Cîmpul petrolifer Conejo	Boltiri	Bazalte, piroclastite, bazalte intruzive, dykeuri andezitice (N_1)		Masive în boltiri fracturate	Petrol (N_1)	

Bazinul San Joaquin	Cîmpul petrolifer Edison	Proeminenţe ale fundamentului pe un compartiment ridicat al unei falii	Micaşisturi, şisturi cloritice, actinolitice cu foliaţie verticală intruse de diorite cuarţifere (J)		Masive în proeminenţe fracturate	Petrol (J)	Roci sedimentare (N_1)
Bazinul Los Angeles	Cîmpul petrolifer El Segundo	Proeminenţe ale fundamentului	Şistul cristalin franciscan (K, J sau mai vechi)	2 210	Masive în proeminenţe fracturate	Petrol (K, J sau maivechi)	
	Cîmpul petrolifer Wilmington	Proeminenţe ale fundamentului	Şisturi metamorfice fisurate (J)	1 890	Masive în proeminenţe fracturate	Petrol (J)	Roci sedimentare (N_1)
13. BAZINUL MARACAIBO Marginea de vest	Structuri izolate dinspre Sierra de Perija: zonele Mara-Netick-La Paz şi Macoa Alturitas	Proeminenţe structurale	Şisturi cristaline fisurate ale fundamentului		Masive în proeminenţe structurale	Petrol, gaze-fundament (Pz)	Gresii, calcare, argile (K)
Marginea de vest şi mai puţin partea ei de nord şi est (Zona Bolivar)	Structuri izolate	Proeminenţe structurale	Granite fisurate ale fundamentului		Masive în proeminenţe structurale	Petrol, gaze (Pz, K)	Gresii, calcare, argile (K)
14. BAZINUL COLUMBIAN	Cocorna	Proeminenţe structurale	Şisturi cristaline şi mai puţin cuarţite, gresii, şi conglomerate (Pz-C)	900	Masive în proeminenţe structurale	Petrol, gaze (Pz—C)	Argile roşii şi brune, gresii ale seriei de Giron (T_3—J_1)
	Rio Negro			3 000			
	Bonanza			2 500			
15. BAZINUL GUAYAQUIL Partea de sud=Peru	Unele structuri	Proeminenţe structurale pe blocuri ridicate ale fundamentului	Cuarţite fisurate, şisturi cristaline şi intruziuni de granite	610—1520	Masive în proeminenţe structurale	Petrol, gaze (C_2)	Calcare recifale, calcare negre fisurate urmate de conglomerate roşii, verzi şi argile (K_1ap—al)
16. BAZINUL NEQUEN (ARGENTINA) Marginea de vest a părţii sudice	Unele structuri	Anticlinale pe ridicari ale fundamentului	Granodiorite (Pz)		Masive în proeminenţe structurale	Slabe rezultate de producţie (Pz)	Roci sedimentare (Pz—K)
17. BAZINUL VENEZUELA DE VEST	Cîmpurile petrolifere Mara şi La Paz	Proeminenţe ale fundamentului	Sedimente şi roci magmatice metamorfozate (D, S) şi intruziuni şi batolite granitice hercinice	2 709	Masive	Petrol, gaze(D, S, Pz, sup.)	Calcare cenuşii şi argile ale formaţiunii La Luna (K)

respective, de proprietăţile fizico-mecanice ale rocilor (şistozitatea, frecvenţa şi mărimea fisurilor, respectiv porozitatea şi permeabilitatea fisurilor) şi, pe de altă parte, de condiţiile de climă (temperatura, presiunea gazelor, *pH*-ul şi *eH*-ul apelor etc.).

Din tabelul 1 rezultă că din cele peste 75 zăcăminte din fundamentul fisurat, majoritatea sînt cantonate în roci leucocrate, rezistente la alterarea chimică, şi anume aproximativ 30% în granite şi granodiorite, aproximativ 30% în gnaisuri şi granognaisuri, 13% în micaşisturi şi 13% în cuarţite şi şisturi cuarţoase. Celelalte, aproximativ 14%, sînt cantonate în roci efuzive (riolite, andezite, bazalte), în amfibolite şi şisturi amfibolice şi, mai rar, în filite (şisturi cloritoase sau clorito-sericitoase etc.). Aşadar, numai anumite roci pot căpăta calitatea de rezervor, şi anume acelea care în cursul proceselor tectonice se fisurează puternic (gnaisuri şi granognaisuri), precum şi acelea care prezintă o porozitate fisurală ridicată a clivajului şi a şistozităţii lor (micaşisturile) sau rocile magmatice acide (granite, granodiorite), care sînt intens fisurate în cursul proceselor de punere în loc în scoarţă.

Fisurilor tectonice li se adaugă fisurile netectonice, fisurile datorate ridicărilor epirogenetice ale fundului bazinelor şi descărcării erozionale, ceea ce face ca, pe măsură ce sînt aduse către suprafaţă, gradul de fisuraţie al acestor roci să crească şi, totodată, prin scăderea presiunii să crească deschiderea fisurilor. Acest lucru face ca porozitatea fisurilor să crească de jos în sus, ajungînd să fie maximă la suprafaţă.

Pe de altă parte, procesele de alterare, mult mai intense la suprafaţa scoarţei, vor produce o cantitate mai mare de minerale noi, stabile în noile condiţii, minerale care colmatează fisurile, reducînd porozitatea şi permeabilitatea fisurală. Se ştie că rocile formate preponderent din minerale felsice (leucocrate) — granite, granodiorite, riolite, gnaisuri, granognaisuri, micaşisturi — sînt mai rezistente la alterare decît rocile formate din minerale melanocrate.

Rocile leucocrate conţin ca minerale principale cuarţ, feldspaţi plagioclazi albitici, feldspaţi ortoclazi şi mice. Din punct de vedere chimic, cuarţul este un mineral stabil, care nu se alterează, rămînînd ca atare sau, în anumite condiţii de stres, poate recristaliza. În prezenţa apei şi a bioxidului de carbon, feldspaţii eliberează cationii (K^+, Na^+, Ca^{2+}) şi trec în illit sau hidromice, iar într-o a doua treaptă de alterare, la $pH < 7$, se formează caolinitul, iar la $pH > 7$ montmorillonitul. Alterarea muscovitului şi biotitului se caracterizează iniţial prin reducerea cantităţii de alcalii şi prin substituirea acestora cu apă, proces în cursul căruia se formează hidromicele şi cloritul.

Rocile melanocrate (rocile magmatice intermediare şi bazice, amfibolitele, gnaisurile amfibolice) conţin ca minerale principale feldspaţi plagioclazi anortitici, amfiboli (hornblendă, tremolit, actinot), piroxeni (bronzit, hipersten etc.), olivină, biotit etc. Feldspaţii calcosodici (anortitici) se alterează mai uşor decît feldspaţii albitici şi decît ortoza, dînd naştere tot la illit şi caolinit sau montmorillonit. Hornblenda, prin alterare, dă naştere la clorit, punînd în libertate ioni de Na, K şi Fe. Piroxenii pot da naştere, prin alterare, la clorit şi epidot, punînd, de asemenea, în libertate ioni de Na şi Ca, iar olivina, prin alterare, poate trece în serpentină (antigorit) sau talc.

În urma alterării chimice a acestor minerale sînt puşi în libertate ioni de Na, K, Ca, Fe, Mg şi silice solubilă. Ionii de Na şi K au o mobilitate ridicată şi sînt transportaţi de ape sub formă de săruri solubile (cloruri, bicarbonaţi) pînă în domeniul marin. Ionii de Ca şi Mg, datorită prezenţei bioxidului de carbon în apă, precipită sub formă de calcit şi dolomit, iar fierul — sub formă de limonit, hematit şi magnetit.

Mineralele nou formate, în special mineralele argiloase (caolinit, illit, montmorillonit, clorit, sericit etc.), precum şi carbonaţii, oxizii şi hidroxizii de fier şi cuarţul format în urma precipitării silicei solubile, cărora li se adaugă depunerile de particule argiloase sau fin detritice transportate de apă, colmatează fisurile, reducînd porozitatea şi permeabilitatea fisurală.

Aşadar, gradul de fisurare şi dimensiunile fisurilor cresc pe măsură ce rocile de fundament se apropie de suprafaţa scoarţei, ajungînd maxim la suprafaţă.

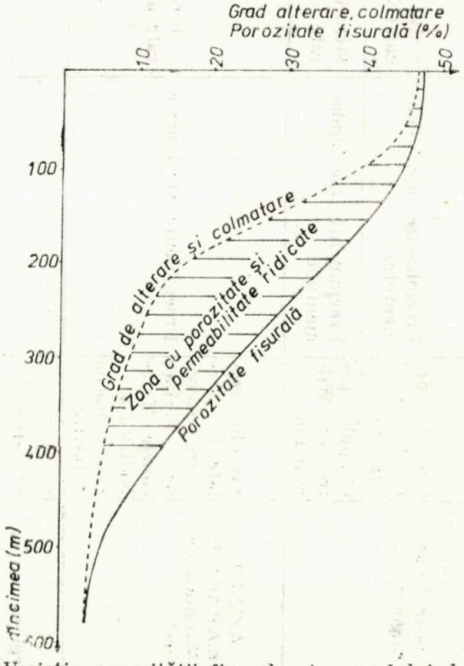


Fig. 1. Variaţia porozităţii fisurale şi a gradului de colmatare cu adîncimea.

Odată ajunse la suprafață, aceste roci sînt supuse unor intense procese de alterare mecanică și chimică.

Alterarea mecanică duce la creșterea gradului de fisurare și a dimensiunilor fisurilor, dar, pe de altă parte, alterarea chimică acționează în sensul scăderii acesteia (fig. 1), prin formarea de minerale argiloase, carbonați, cuarț, oxizi și hidroxizi de fier, care colmatează fisurile (mai ales în zona superioară), reducînd foarte mult porozitatea și permeabilitatea fisurală. Această pătură de alterare poate avea grosimi de la 10 la 200 m.

Sub această zonă de alterare se individualizează o zonă cu bune proprietăți de rezervor (fig. 1), care poate merge pînă la adîncimi de 300—400 m, zonă în care sînt cantonate zăcămintele de hidrocarburi din fundament.

Deci sondele care, pe anumite structuri, interceptează fundamentul trebuie să-l străbată pe adîncimi de cel puțin 100—200 m pentru a depăși zona de alterare și a intercepta zona fisurată, slab alterată, cu bune proprietăți de rezervor.

Pe de altă parte, se pune problema studierii mineralogo-petrografice mai atente a carotelor extrase din fundamentul cristalin, pentru a se evidenția acele roci care sînt capabile de a înmagazina hidrocarburi, precum și pentru studierea fisurilor și a șistozității acestora.

Bibliografie

[1] Barbu, C., Dăneț, T. *Asupra fundamentului Platformei Moesice din zona Balș-Optași.* Petrol și Gaze. vol. XXI, nr. 7, București, 1970.

[2] Băncilă, T. ș.a. *Geologie inginerească.* Vol. I, Ed. tehnică, București, 1980.

[3] Beca, C., Vîsoțki, I. *Gheologhia nefti i gaza.* Ed. Nedra, Moskva, 1976.

[4] Belousov, V. *Structural geology.* Mir publisher, Moscow, 1968.

[5] Billings, M.P. *Structural geology.* 3-d ed., Prentice Hall, New Jersey, 1972.

[6] Bleahu, M. D. *Morfologia carstică.* Vol. I, Ed. științifică, București, 1974.

[7] Bomboe, P., Mărunțeanu, Cr. *Geologie inginerească.* Vol. I, Universitatea București, 1986.

[8] Borradaile, G. J. ș.a. *Atlas of Deformational and Metamorphic Rock Fabrics.* Springer-Verlag Berlin, Heidelberg, New York, 1982.

[9] Buialov, N. I. *Strukturnaia i polevaia gheologhia* Gostoptehizdat, Moskva, 1953.

[10] Buialov, N.I. *Prakticeskoe rukovodstvo po strukturnoi gheologhii i gheologiceskomu kartirovaniu.* Gostoptehizdat, Moskva, 1955.

[11] * * * *Chung-Hsiangp'An, Petroleum in Basement Rocks.* A.A.P.G., March, 1982.

[12] Churkin Michael, Jr. *Basement Rocks of Barrow Arch., Alaska., and Circum—Arctic Paleozoic Movile Belt.* A.A.P.G., vol. 59/3, March 1975.

[13] Currie, J. B. *Significant geologic processes in development of fracture parasity.* A.A.P.G. nr. 7, July, 1977.

[14] Frost, E. Jr., Allen, T., Fertl, W.N. *Formation evaluation in granite wash reservoirs.* World Oil, sept. 1982.

[15] Gurău, A. *Microtectonica.* Ed. tehnică, București, 1982.

[16] Holmes, A. *Principles of physical geology.* Nelson, London, 1965.

[17] Kisversanyi Eva B. *Operation Basement: Buried Precambrian Rocks of Missouri-their Petrography and Structure.* A.A.P.G., vol. 58/4, April 1974.

[18] Kosighin, I. A. *Tectonica generală.* Ed. tehnică, București, 1962.

[19] Levorsen, A. I. *Geology of petroleum.* W.H. Freeman and Company, San Francisco, 1956.

[20] Marchidanu, E. *Impermeabilizarea prin cimentarea terenurilor fisurate.*

[21] Paraschiv, D. *Geologia zăcămintelor de hidrocarburi din Romania.* S.T.E., I.G.G. Seria A, nr. 10, București, 1975.

[22] Paraschiv, D. *Stadiul actual de cunoaștere a formațiunilor precambriene și paleozoice din Platforma moldovenească.* Mine, Petrol și Gaze, vol. 36, nr. 11, București, 1985.

[23] Pîrvu, G. *Roci fisurate colectoare de petrol.* Ed. tehnică, București, 1965.

[24] Pîrvu, G., Negoiță, V., Călin, P. *Petrolul în colectoare fisurate.* Ed. tehnică, București, 1978.

[25] Pauliuc, S., Dinu, C. *Geologie structurală.* Ed. tehnică, București, 1985.

[26] Ramsay John, G. *Folding and fracturing of rocks.* McGraw-Hill Book Company, New York, San Francisco, St. Louis, Toronto, London, Sydney, 1967.

[27] Ramsay, J. G., Huber, M. I. *The techniques of Modern Structural Geology.* Vol. I. *Strain Analysis.* Academic Press, Inc., London, Orlando, San Diego, New York, Toronto, Montreal, Sydney, Tokyo, 1983.

[28] Rădulescu, D., Anastasiu, N. *Petrologia rocilor sedimentare.* Ed. didactică și pedagogică, București, 1979.

[29] De Sitter L. U. *Geologie structurală.* Ed. tehnică, București 1969.

Aplicarea spectroscopiei RES în cercetarea geochimică petrolieră (II)

Dr. chim. **Aurelia Meghea**
Institutul Politehnic București
ing. **I. Peleanu**
PETROMAR Constanța

2. *Studiul RES al materiei organice sedimentare*

2.1. Paramagnetismul în caustobiolite.

Din cercetările RES efectuate la cărbuni, produse de pirogenare și kerogen s-au cristalizat o serie de ipoteze privind interpretarea naturii și originii centrilor paramagnetici în aceste sisteme, similitudinile existente între diversele aspecte ale fenomenului justificînd o abordare comună a acestora.

Datorită diferențelor mari existente între proprietățile materialelor investigate, cît și dificultăților experimentale și teoretice de cercetare

este greu de făcut o clasificare logică a acestor substanțe. Dependența pronunțată a tuturor proprietăților RES de temperatura de carbonizare a permis, în cazul materialelor cărbunoase, o clasificare în funcție de temperatură, în materiale de „joasă", respectiv „înaltă" temperatură. Singer extinde aria de cuprindere a acestei clasificări, împărțind substanțele din fiecare clasă în încă două grupe, așa cum este indicat în figura 7 (Ursu, 1965). Scala temperaturilor este aproximativă, dar aplicabilă — totuși — studiului majorității substanțelor organice.

Pe baza variației susceptibilității paramagnetice cu temperatura se pot distinge, în principal, două tipuri de centri paramagnetici în sistemele analizate:

- centri localizați, în care distribuția cîmpurilor locale este statică, ca în cazul speciilor radicalice, a defectelor de rețea;
- purtători de sarcină mobili (electroni liberi puternic delocalizați pe sistemele aromatice policondensate) răspunzători de proprietățile semiconductoare ale acestor sisteme.

În cazul centrilor paramagnetici localizați, care se supun statisticii Boltzman, susceptibilitatea paramagnetică variază cu temperatura conform legii Curie-Weiss, în timp ce purtătorii de sarcină mobili se supun statisticii Fermi-Dirac, susceptibilitatea lor fiind independentă de temperatură. Susceptibilitatea paramagnetică a pirolizatelor, cărbunelui și a kerogenului urmărește îndeaproape legea Curie-Weiss, indicînd localizarea centrilor paramagnetici; electronii, deși delocalizați deasupra sistemelor aromatice, nu sînt liberi să se miște de la un radical la altul.

Pentru interpretarea naturii paramagnetismului în cărbuni, produse de pirogenare și kerogen este necesară analiza sistematică a parametrilor liniei RES obținute:

— variația amplitudinii și ariei semnalului RES, determinată de intensitatea paramagnetismului și redată prin numărul de spini pe gram N_s;

— variația factorului g cu gradul de carbonificare (% carbon sau raportul atomic H/C), cu temperatura tratamentului termic etc.;

— variația lărgimii liniei;

— modificarea funcției de formă a liniei RES.

Variația concentrației de spini (sau a susceptibilității paramagnetice) cu temperatura tratamentului termic conduce, pentru toate tipurile de materie organică, la o curbă cu maxim; alura curbei, valoarea maximului și temperatura la care apare variază în funcție de natura materiei-sursă (în cazul kerogenului în funcție de tipul acestuia). În figura 8 este ilustrat acest comportament pentru o serie de cărbuni românești de la exploatările miniere Prunișor, Comănești, Petrila, Lupeni. Se observă prezența maximului în intervalul de temperatură 450—600°C, intensitatea semnalului crescînd o dată cu gradul de carbonificare a cărbunelui în ordinea Lupeni >Petrila >Comănești >Prunișor.

Interpretarea acestui comportament termic se face prin corelarea rezultatelor mai multor

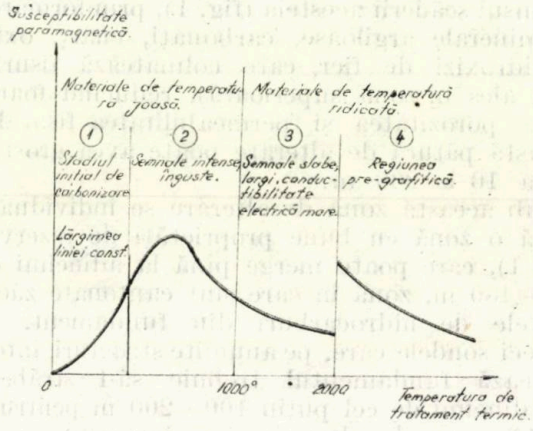


Fig. 7. Variația paramagnetismului materialelor cărbunoase în funcție de temperatura tratamentului termic.

metode fizico-chimice de analiză, Villey (1981) aplicînd această metodă la simularea catagenezei kerogenului (fig. 9). Prin spectroscopie în infraroșu și analiză termodiferențială s-a confirmat că spre 400°C pleacă funcțiile oxigenate și are loc aromatizarea progresivă a materialului, însoțită de eliminarea hidrocarburilor, pusă în evidență prin derivata pierderii de greutate, scăderea numărului de grupări CH alifatice și aromatice. În același timp, ca urmare a ruperii legăturilor, crește și concentrația centrilor paramagnetici. Structural, prin difracție de electroni, s-a dovedit existența

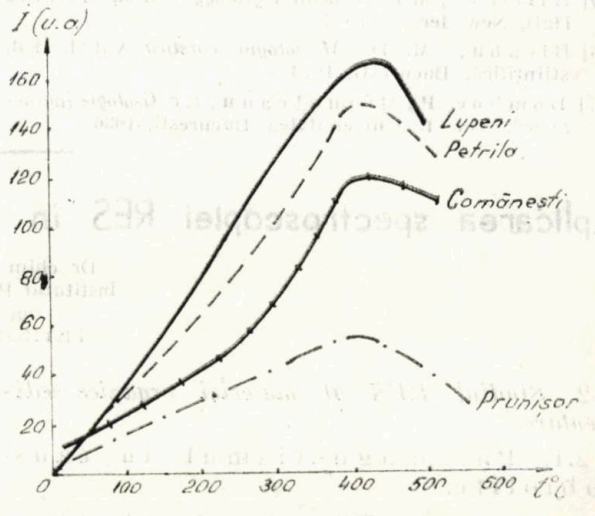


Fig. 8. Variația intensității liniei RES cu temperatura tratamentului termic pentru o serie de cărbuni românești.

unor cristalite formate din inele aromatice nedepășind 10 cicluri împachetate în grupe de cîte 2—3 „foițe" paralele (Oberlin, 1980). Înainte de plecarea hidrocarburilor apare o reorientare moleculară, facilitată de scăderea accentuată a viscozității; aceasta coincide cu maximul grupărilor CH aromatice și precede maximul de con-

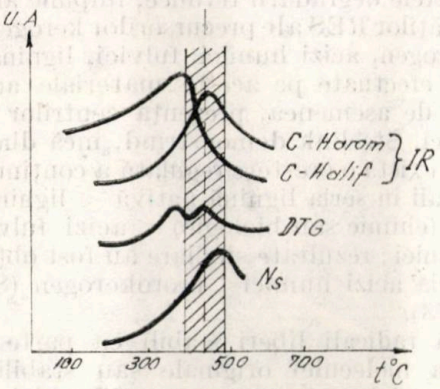


Fig. 9. Corelarea rezultatelor analizelor fizico-chimice în procesul de simulare a carbonificării.

centrație a radicalilor liberi. Pe măsura eliminării hidrocarburilor și a grupărilor nearomatice se produce o apropiere mutuală a cristalitelor și o reducere a distanței dintre foițele unei împachetări. Între apariția orientării moleculare și sfîrșitul carbonificării intervine pierderea de gaze, concentrația de radicali liberi trece printr-un maxim apoi scade, forma liniei RES devine hiperlorentziană datorită apariției interacțiunii de schimb între electronii π. Deci peste 500°C nu mai poate fi vorba de radicali liberi, ci de purtători de sarcină mobili.

Pentru toate determinările factorului g se obțin valori apropiate de cea a electronului liber, de regulă mai mari. Valorile mai mari de 2,0023 se datoresc influenței componentei orbitale a momentului magnetic al electronului (creșterea valorii cuplajului spin-orbită), responsabil pentru această deplasare fiind procesul de aromatizare și, îndeosebi, prezența atomilor de oxigen și sulf în structura unităților aromatice radicalice sau în vecinătatea acestora.

Corelarea variației acestui parametru cu lărgimea și forma liniei RES oferă informații suplimentare asupra înconjurării centrilor paramagnetici. În cazul precursorilor kerogenului (Villey, 1981), reprezentarea funcție de temperatura tratamentului termic a factorului g (fig. 10) permite aprecierea efectului oxigenului asupra radicalilor liberi. La temperaturi scăzute, înainte de creșterea numărului de radicali liberi, creșterea valorii lui g dă seama de influența crescută a oxigenului asupra electronilor stabilizați în fracția aromatică. Acest efect crește cu creșterea conținutului în oxigen (de la tipul I la tipul III). În cazul eșantionului corespunzînd tipului I (kerosene shale) absența oxigenului se traduce prin constanța factorului g la creșterea

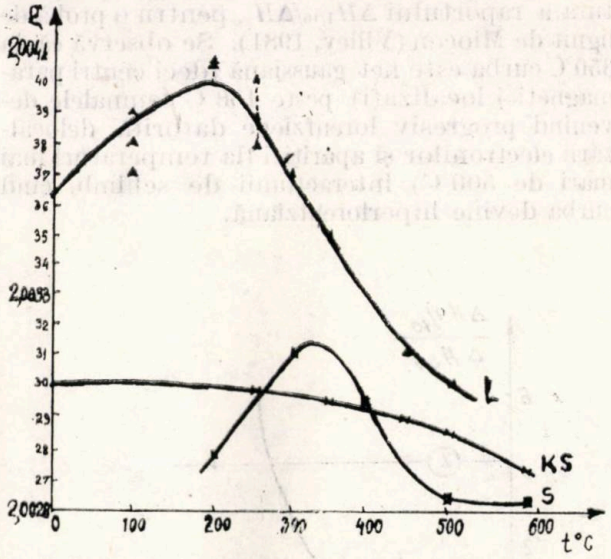


Fig. 10. Variația factorului g în funcție de temperatura tratamentului termic: L — lignit, KS — kerosene shale; S — sporopolenină.

temperaturii tratamentului termic, tipurile mai oxigenate (sporopolenină și lignit) prezentînd o variație cu maxim. Valorii maxime atinse de g îi corespunde o influență maximă a oxigenului prezent în material. Din acest punct descreșterea lui g urmează eliminarea grupărilor CO (banda de la 1 710 cm^{-1}, plecarea bioxidului de carbon și apoi a hidrocarburilor.

Rezultatele obținute pentru kerogen (Ishiwatari, 1976; Marchand, 1980) sînt oarecum diferite, indicînd descreșterea factorului g cu avansarea catagenezei, mai accentuată în etapele inițiale, ulterior mai lentă (Simon| Marchand, 1980), evidențiind chiar existența unei creșteri a valorilor g în etapele avansate de evoluție, ultima constatare fiind mai greu de explicat.

Așa cum s-a prezentat mai înainte, forma liniei RES poate varia între o curbă gaussiană și una lorentziană. Experimental s-a constatat că dacă distribuția cîmpurilor locale este statică, ca urmare a localizării electronilor, există două valori limită ale cîmpului la care intensitatea semnalului se anulează și curba este atunci apropiată de o gaussiană (fig. 3*a*). Dacă distribuția cîmpurilor locale a spinilor variază în timp, în urma delocalizării electronilor sau a fluctuațiilor de schimb, cîmpurile locale sînt mediate și curba are alură lorentziană, legată de timpul de viață a electronului în fiecare stare magnetică (fig. 3*b*). Întrucît forma liniei RES a diferitelor materiale variază cu temperatura tratamentului termic între o gaussiană și o lorentziană, pentru a caracteriza cît mai precis evoluția formei liniei se calculează $\Delta H_{1/10}$ (lățimea liniei la 1|10 din înălțimea semipeack-ului

derivat) și se normalizează la lărgimea liniei ΔH_{vv}.

În figura 11 este redată evoluția cu temperatura a raportului $\Delta H_{1/10}/\Delta H_{vv}$ pentru o probă de lignit de Miocen (Villey, 1981). Se observă că la 350°C curba este net gaussiană (deci centri paramagnetici localizați), peste 450°C semnalele devenind progresiv lorentziene datorită delocalzării electronilor și apariției (la temperaturi mai mari de 500°C) interacțiunii de schimb, cînd curba devine hiperlorentziană.

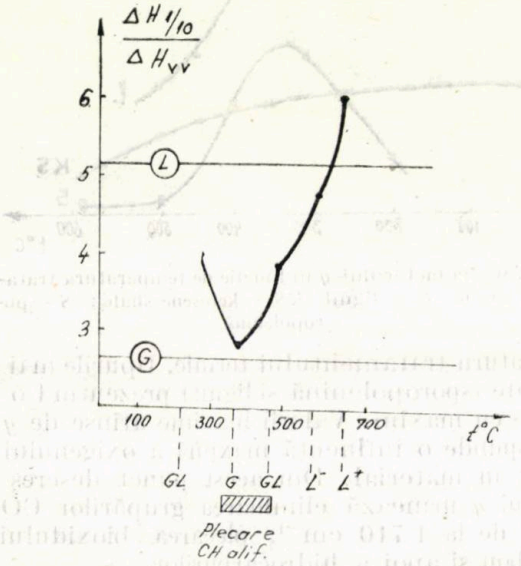


Fig. 11. Variația formei liniei RES cu temperatura tratamentului termic pentru o probă de lignit.

Revenind la schema de clasificare din figura 7, se poate conchide că materialele din zona W conțin, probabil, radicali liberi aromatici dispersați într-un mediu amorf, cele din regiunea X se aseamănă cu soluțiile solide concentrate de radicali, materialele din zona Y par asemănătoare cu semiconductorii organici (cu delocalizare extinsă), iar în zona pregrafitică Z paramagnetismul scade în urma împerecherii electronilor de conductibilitate (Ursu, 1965).

Stabilitatea tuturor acestor specii paramagnetice este deosebit de mare (valori la scara timpului geologic), cercetările efectuate pe cărbuni, acizi humici, lignină demonstrînd că spinii sînt asociați scheletului aromatic și nu depind de prezența anumitor grupări în structura materiei organice (Steelink, 1964; Ursu, 1965; Marchand, 1980). Reactivitatea chimică a acestor radicali este foarte redusă, reacții ca acetilarea, decarboxilarea nemodificînd concentrația spinilor; numai substanțele care afectează scheletul aromatic modifică numărul de spini (Steelink, 1964; Ursu, 1965). Este foarte probabil ca în etapele inițiale radicalul să fie parte integrantă a moleculei naturale, protejat de rețeaua polimerică a acesteia (trapare într-un polimer), delocalizarea electronului deasupra unor sisteme aromatice, în stadiile ulterioare de evoluție, contribuind la stabilizarea sa.

Explicarea originii radicalilor liberi în kerogenul sedimentelor tinere, care nu au suferit încă efectele degradării termice, impune analiza proprietăților RES ale precursorilor kerogenului: protokerogen, acizi humici, fulvici, lignină etc. Studiile efectuate pe aceste materiale au evidențiat, de asemenea, prezența centrilor paramagnetici, Steelink demonstrînd, încă din anul 1964, că există o creștere regulată a conținutului de radicali în seria lignină nativă < lignină degradată (chimic sau biologic) < acizi fulvici < acizi humici; rezultate similare au fost obținute și în seria acizi humici < protokerogen (Stuermer, 1978).

Există radicali liberi stabili ca parte integrantă a moleculei originale sau stabilizarea apare numai după încetarea funcțiilor biologice?

Prezența radicalilor liberi în materialul biologic este confirmată de studiile RES, deși se pare că în materia vie aceștia apar numai ca intermediari în diversele etape ale proceselor biochimice. Pe de altă parte, studiul acțiunii radiațiilor asupra țesuturilor biologice a permis observarea formării unor radicali liberi deosebit de stabili (Ursu, 1965; Nicolau, 1967). Este posibil, deci, ca degradarea ireversibilă a materiei vii să antreneze și stabilizarea radicalilor liberi, etapele ulterioare ducînd la mărirea treptată a concentrației acestora ca urmare a proceselor de transformare a materiei organice. Nu este exclus ca o parte din numărul radicalilor liberi, identificați într-un material (mai ales în cazul celor puțin evoluate), să fie totuși un artefact, creat în urma procesului de izolare a materiei organice din sursa inițială.

Caracterizarea semnalului RES al kerogenului

Pentru toate tipurile de kerogen intensitatea liniei, exprimată în număr de spini N_s pe gram de carbon organic sau prin susceptibilitatea paramagnetică raportată tot la gram de carbon organic, prezintă o variație cu maxim, alura și valoarea maximului fiind o funcție de tipul kerogenului și etapa catagenică atinsă (fig. 12). Concentrația de spini variază între $5 \cdot 10^{16}$ și $2{,}5 \cdot 10^{19}$ N_s/g carbon organic, ceea ce corespunde unei susceptibilități paramagnetice χ_p de $10^{-10} - 5 \cdot 10^{-8}$ u.e.m. CGS|g carbon organic (Marchand, 1968; Marchand, 1969; Hwang, 1973; Marchand, 1976; Ishiwatari, 1976; Durand, 1977; Stuermer, 1978; Marchand, 1980; Villey, 1981). Aceeași variație se obține și în cazul eșantioanelor de kerogen mai puțin evoluate supuse pirolizei.

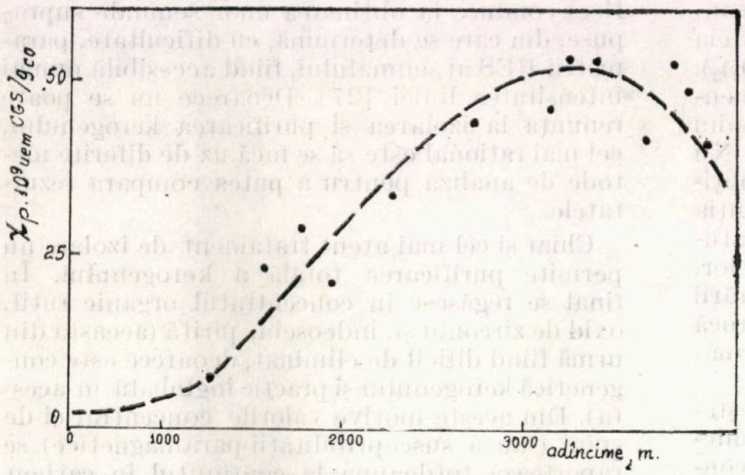


Fig. 12. Variația susceptibilității paramagnetice în funcție de adîncime.

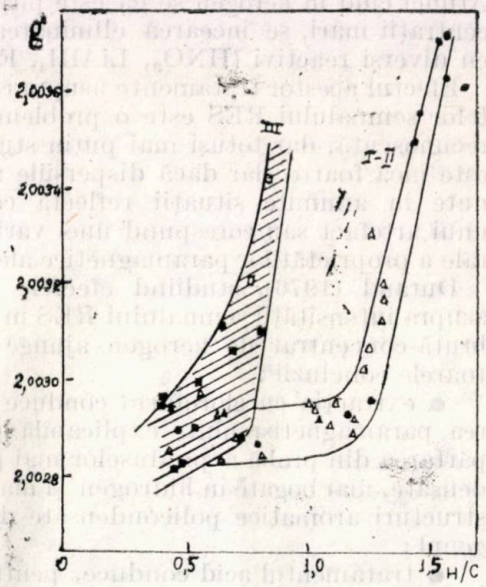


Fig. 13. Variația factorului g în funcție de raportul atomic H/C.

Deoarece modificarea concentrației de radicali liberi apare ca urmare a acțiunii unor temperaturi mai mari sau a unor durate mai lungi ale procesului de degradare, variația concentrației de spini poate fi utilizată ca indicator în aprecierea catagenezei kerogenului; se folosește reprezentarea cu adîncimea a $\chi_p(N_s)$, unui stadiu mai avansat de evoluție, pentru o locație dată corespunzîndu-i o adîncime de îngropare mai mare.

Din figura 13 este evident că aprecierea nu este univocă, unei valori a χ_p corespunzîndu-i două etape evolutive foarte diferite. Corelarea variației χ_p cu celelalte proprietăți fizico-chimice ale kerogenului (reflectanța vitrinitului, rapoartele atomice H|C și O|C, intensitatea benzilor din infraroșu) permite eliminarea acestei nedeterminări, existînd în același timp posibilitatea recunoașterii naturii biologice a materialului-sursă.

Pentru variația factorului g s-au obținut valori în intervalul 2,0023—2,0037 (Marchand, 1969; Hwang, 1973; Marchand, 1976; Ishiwatari, 1976; Durand, 1977; Stuermer, 1978; Tissot, 1978; Marchand, 1980; Villey, 1981). A fost pusă în evidență variația cu conținutul în oxigen al probei (Stuermer, 1978; Villey, 1981), eșantioanele mai „oxigenate" avînd cele mai mari valori (îndeosebi cele care au ca materie-sursă fragmente din țesuturile plantelor evoluate, corespunzătoare tipurilor III și II). Există, de asemenea, o variație a factorului g cu stadiul evoluției materiei organice, dar în acest domeniu rezultatele obținute pentru kerogen nu concordă cu cele obținute pentru precursorii săi, conform opiniei lui Simon factorul g descrescînd la începutul proceselor de carbonizare sau degradare a materiei organice și începînd să crească numai în timpul stadiilor următoare în sistemele aromatice foarte mari. Corelarea variației factorului g cu raportul atomic H|C conduce la un grafic ce sugerează existența unor căi de evoluție asemănătoare întrucîtva diagramei van Krevelen (fig. 13).

Au fost studiate variațiile formei și lățimii liniei (Durand, 1976; Marchand, 1980), modificările înregistrate fiind considerate de mai mic interes. A fost evidențiată existența unei lățimi maxime ce variază în cursul procesului de degradare, valorile obținute situîndu-se în intervalul 4—8 G. Rezultatele sînt tratate cu rezervă, fiind puternic afectate de condițiile experimentale (omogenitatea probei, natura chimică a atmosferei înconjurătoare, purificarea insuficientă), cît și de existența unui număr mare de factori ce pot contribui la lățirea liniei RES: procesul catagenetic, influența fierului rezidual, anizotropia factorului g, cuplajul nuclear cu protonii localizați în vecinătatea electronilor impari (Marchand, 1980). Ponderea interacțiunii spin-rețea, ce poate exprima efectele transformării kerogenului, este redusă.

Influența procesului de izolare a kerogenului asupra parametrilor liniei RES. Efectul oxigenului

Înregistrarea semnalului RES se face, de regulă, pe concentratele organice obținute în urma prelucrării fizice sau chimice a eșantionului de rocă, operația de separare avînd rolul îndepărtării matricei minerale în care se găsește kerogenul. Metoda clasică constă în tratarea eșantionului, măcinat și extras cu cloroform, cu soluție de acid clorhidric pentru îndepărtarea carbonaților, apoi cu soluție de acid fluorhidric sau amestec de acid clorhidric-acid fluorhidric pentru îndepărtarea aluminosilicaților, în final proba fiind spălată și uscată. Concentrațiile și temperaturile de lucru diferă de la un autor la altul, fiind totuși preferate soluții concentrate de acizi și temperaturi de aproximativ 70°C.

Atunci cînd în kerogen se găsește pirită în concentrații mari, se încearcă eliminarea acesteia cu diverși reactivi (HNO_3, $LiAlH_4$, $Fe_2(SO_4)_3$).

Efectul acestor tratamente asupra componentelor semnalului RES este o problemă unanim recunoscută, dar totuși mai puțin studiată. Nu este încă foarte clar dacă dispersiile mari obținute în anumite situații reflectă contribuția unui artefact sau corespund unei variații naturale a proprietăților paramagnetice ale probelor.

Durand (1976), studiind efectele preparării asupra intensității semnalului RES în seria rocă brută-concentrat de kerogen ajunge la următoarele concluzii:

- extracția cu cloroform conduce la creșterea paramagnetismului, explicabilă prin îndepărtarea din probă a produselor mai puțin condensate, mai bogate în hidrogen și mai sărace în structuri aromatice policondensate decît kerogenul;
- tratamentul acid conduce, pentru probele cu reflectanța vitrinitului mai mică de 0,6%, la o creștere sensibilă a χ_p pe care autorul o califică „greu de atribuit", deoarece cărbunii tratați în același mod nu prezintă acest fenomen. Probele cu reflectanța vitrinitului mai mare de 0,6% și aparținînd tipului III prezintă o creștere a χ_p după tratamentul acid, atribuită efectului oxigenului mai puternic în cazul kerogenului decît în cazul rocii brute.

Meghea și colaboratorii [27], studiind separarea kerogenului de matricea minerală, ajung la concluzia că depășirea valorii de 70°C pentru temperatura de tratament, uscarea în aer la 100°C și tratamentul cu HNO_3 pentru îndepărtarea piritei produc o creștere substanțială a valorii paramagnetismului concentratului organic.

Un studiu similar este efectuat de Shibaoka, care constată modificări semnificative în reproductibilitatea valorilor χ_p înainte și după tratamentul acid. Acestea sînt mai mari de media de 20% a măsurărilor individuale, pentru o probă de vitrinit aproape pur, ajungînd la + 66%. Este greu de precizat dacă aceste modificări au ca sursă efectul acid asupra centrilor paramagnetici din matricea organică sau sînt rezultatul modificării interacțiunii radicalilor liberi cu centrii paramagnetici din matricea minerală. Se obțin, de asemenea, creșteri de pînă la 10% a χ_p în urma măcinării fine a probelor.

Corelarea acestor rezultate cu modificările chimice observate în structura și compoziția materiei organice prin intermediul spectroscopiei IR conduce la ideea că este indicat ca tratamentul chimic să fie menținut la un nivel cît mai redus posibil, evitat chiar.

O alternativă o constituie înregistrarea spectrului folosind întregul eșantion de rocă. Dar prezența în matricea minerală și a altor specii paramagnetice (Mn^{2+}, Fe^{3+}, Cu^{2+}, defectele de rețea din structura mineralelor aluminosilicatice) conduce la obținerea unor semnale suprapuse, din care se determină, cu dificultate, parametrii RES ai semnalului, fiind accesibilă numai intensitatea liniei [27]. Deoarece nu se poate renunța la izolarea și purificarea kerogenului, cel mai rațional este să se facă uz de diferite metode de analiză pentru a putea compara rezultatele.

Chiar și cel mai atent tratament de izolare nu permite purificarea totală a kerogenului. În final se regăsesc în concentratul organic rutil, oxid de zirconiu și, îndeosebi, pirită (aceasta din urmă fiind dificil de eliminat, deoarece este congenetică kerogenului și practic înglobată în acesta). Din aceste motive valorile concentrației de spini (sau a susceptibilității paramagnetice) se raportează totdeauna la conținutul în carbon organic al eșantionului analizat.

Omogenitatea probei este un factor care poate afecta dispersia rezultatelor. Deși în analiza RES se folosesc cantități de ordinul zecilor de mg, eșantioanele sînt rareori omogene. După cum demonstrează microscopia optică, kerogenul este un amestec de corpuri avînd origini și evoluții diferite, care, la rîndul lor, au proprietăți RES diferite (Marchand, Shibaoka, Meghea și Barca). Semnalul unei probe reprezintă o mediere a acestor componente și numai analiza unui număr foarte mare de probe reușește să compenseze aceste variații „locale".

Natura chimică a atmosferei ce înconjoară proba este un alt factor capabil să influențeze calitatea semnalului RES produs de centrii paramagnetici din kerogen. Cercetările efectuate pe cărbuni au demonstrat că în prezența gazelor paramagnetice (O_2 sau NO_2) se obține o lățire pînă la nedetectabil a liniei RES, ca urmare a interacțiunii dipolare dintre centrii paramagnetici ai solidului și momentele magnetice ale moleculelor de oxigen. Starea paramagnetică a moleculei de oxigen aplică un cîmp magnetic suplimentar centrilor paramagnetici, creînd posibilitatea relaxării sistemului de spini prin intermediul moleculelor adsorbite (Ursu). Efectul este foarte puternic pentru cărbunii pirogenați la temperaturi mai mari de 600°C, fiind strîns legat și de porozitatea materialului.

Studiile efectuate pe kerogen au constatat o îngustare a liniei RES cînd înregistrarea se face sub vid (Durand, 1976), efectul nefiind detectat pentru probe cu reflectanța vitrinitului mai mică de 2%. Deci pentru majoritatea probelor de kerogen care prezintă interes în prospecțiunea petrolieră și la care reflectanța este mai mică de 2% este puțin probabil ca acest fenomen să fie întîlnit (fac excepție probele ce conțin kerogen remaniat).

Consecința generală a existenței oxigenului o constituie o subestimare a valorii susceptibilității paramagnetice atunci cînd determinările se fac în aer (Marchand, 1980).

Principala concluzie care se desprinde din analiza constatărilor experimentale prezentate o reprezintă necesitatea utilizării unei metode standardizate de prelucrare a eșantioanelor de rocă, care să cuprindă toate etapele procesului de concentrare a materiei organice. Pentru creșterea coeficientului de încredere a rezultatelor este necesară prelucrarea unui număr suficient de mare de probe.

IV. Aplicații

Dintre elementele semnalului RES, cea mai utilizată rămîne intensitatea liniei de rezonanță. Evoluția concentrației de spin cu stadiul catagenezei permite construirea unui index petrolier cu ajutorul căruia se poate stabili maturitatea rocilor-sursă și aprecia potențialul petroligen al acestora. Se știe astăzi (Marchand, 1980) că valori ale susceptibilității în intervalul $2 \cdot 10^{-8} - 3 \cdot 10^{-10}$ u.e.m. CGS|g carbon organic corespund kerogenului cu cel mai bun potențial petrolier. Valori mai mici indică o rocă la care evoluția a început mai tîrziu sau se află în stadii foarte avansate de evoluție, în timp ce valorile mai mari indică o rocă-sursă care a trecut de „fereastra petrolului", găsindu-se în zona de gaz.

Corelarea susceptibilității paramagnetice cu alți parametri (reflectanța vitrinitului, rapoartele atomice H|C, O|C, intensitatea benzilor din spectrul infraroșu) permite eliminarea caracterului echivoc al informației RES datorat influenței naturii materialului biologic-sursă și a variației cu maxim a χ_p. Se obțin, în același timp, informații care permit recunoașterea tipului kerogenului. O altă soluție o reprezintă utilizarea funcției $g = f(\chi_p)$, cu ajutorul căreia, pornind numai de la date RES, este posibilă stabilirea originii biologice a kerogenului.Chiar dacă legătura stabilită este oarecum empirică, ea permite diferențierea sigură a tipului III de celelalte două. Variația factorului g poate servi ca însăși la recunoașterea tipurilor mai oxigenate de kerogen, Marchand propunînd următoarea regulă practică : obținerea unor valori g mari indică prezența grupărilor oxigenate în vecinătatea radicalilor liberi aromatici, situație caracteristică tipului III de kerogen. Aceasta corespunde unei roci-sursă cu un slab potențial petroligen (chiar la un nivel suficient al catagenezei) datorită condițiilor reducătoare inadecvate din timpul depunerii.

Plecînd de la paralelismul existent între variația concentrației de spini cu temperatura la kerogen și kerogenul artificial (pirogenat), Hwang și Pussey au propus utilizarea χ_p ca indicator al paleotemperaturii materiei organice. Folosind ca standard kerogen cu o istorie termică cunoscută, este posibilă cunoașterea paleotemperaturii oricărei alte probe de kerogen natural. Marchand, Tissot, Hunt demonstrează că această aplicație nu este totuși viabilă datorită mai multor motive ; nu există o corespondență biunivocă între χ_p și paleotemperatură, o valoare a χ_p putînd corespunde la două valori ale paleotemperaturii. Apoi, temperatura nu este singurul factor care afectează susceptibilitatea paramagnetică a kerogenului ; mai intervin timpul de îngropare, efectele presiunii, catalizatorilor, originii în roca-sursă. Conform aprecierii lui Marchand, pentru prospecțiunea petrolieră conceptul de paleotemperatură este inutilizabil prin el însuși, importantă fiind cunoașterea stadiului evoluției kerogenului, pentru a putea estima potențialul său petrolier. Cu toate acestea, determinarea temperaturilor atinse de un sediment în fiecare etapă a evoluției sale este utilă în procesul modelării matematice a transformărilor suferite de materia organică.

Pentru scurtarea ciclului de analiză (în care ponderea cea mai însemnată o deține dezagregarea) s-a încercat utilizarea întregului eșantion de rocă și nu a concentratului organic, Durand remarcînd în anul 1977 că există o evoluție similară a χ_p în seria probă de rocă-kerogenul izolat din ea. Studiind această problemă, Meghea și Peleanu ajung la concluzia că utilizarea în analiza RES a detritusului este posibilă, deocamdată, numai calitativ, semnalul RES caracterizînd atît conținutul în specii paramagnetice al eșantionului de rocă, cît și interacțiunea acestuia cu utilajele și fluidul de foraj.

Prezența ionilor tranziționali Mn^{2+}, Fe^{3+}, Cu^{2+}, VO^{2+}, în materia organică sau în matricea minerală a rocilor-sursă poate fi în anumită măsură utilă prospecțiunii petroliere, deși numărul studiilor care să abordeze acest subiect din perspectiva obiectivelor prospecțiunii petroliere este redus. Pentru fier, s-a prezentat mai sus că raportul Fe^{2+}/Fe^{3+} este un indicator foarte sensibil al caracterului reducător al palcomediului de sedimentare. Se poate astfel determina mai întîi fierul total din probă, apoi, cu ajutorul RES, fierul trivalent, fierul divalent fiind obținut prin diferență. Fierul din pirită poate fi și el de folos în caracterizarea materiei organice sedimentare, prezența sa fiind legată de cea a sulfului, care dă cuplaje spin-orbită chiar mai mari decît oxigenul (Marchand, 1980).

Utilizarea Mn^{2+} ca trasor în studierea tranziției de fază aragonit-calcit poate prezenta, de asemenea, interes pentru prospecțiunea petrolieră. Parametrii ce controlează această transformare sînt temperatura și presiunea, fenomenul decurgînd paralel cu evoluția materiei organice.

Cuantificînd rezultatele RES, se pot obține informații interesante asupra istoriei termice a matricei minerale și, implicit, a materiei organice.

Ionul vanadil a fost identificat atît în kerogen, cît și în petrol, asfaltene, cărbuni, acizi humici etc. fiind caracteristic structurilor porfirinice din materia organică. Studierea sa, posibilă cu ajutorul RES, va permite elucidarea unor noi as-

pecte privind filiația chimică a kerogenului (Marchand, 1980).

Alte modalități, deși depășesc cadrul acestei expuneri, presupun utilizarea RES în studierea transformărilor ce apar în matricea minerală în procedeul de recuperare secundară prin comunstie subterană (Malhorta, 1985) sau ca indicator (în timpul forajului) al zonelor cu potențial reducător, caracteristice rezervoarelor petroliere. În acest ultim caz, în fluidul de foraj se introduce ca trasor ionul vanadil, care este stabil in condițiile normale de lucru. La intrarea intr-un rezervor petrolier, datorită potențialului reducător foarte mare al formațiunii, o parte din ioni sînt reduși la V^{2+} diamagnetici (fără semnal RES), astfel încît prin analiza periodică a fluidului de foraj se poate aprecia momentul intrării în rezervor (Erdman, 1970).

De amintit este și faptul că studierea cu ajutorul RES a materiei organice sedimentare a permis, și pe această cale, confirmarea ipotezei organice a formării petrolului, semnificativă în acest sens fiind variația concentrației centrilor paramagnetici în seria materie vie—materie organică în diverse stadii de degradare, precum și corelarea strînsă a acestei variații cu celelalte proprietăți fizico-chimice ale materiei organice sedimentare.

Bibliografie

[1] Angel, B.R., Hall, P. *Electron spin resonance studies of kaolins.* Proc. Int. Clay. Conf., Madrid, 1972, 47—59.

[2] Angel, B. R., Vincent, W. E. J. *Electron spin resonance studies of iron oxides associated with the surface of kaolins.* Clays and Clay Minerals, **26**, nr. 4, 1978, 263—272.

[3] Angus, J. G., Raynor, J. B., Robson, M. *Reliability of experimental partition coefficient in carbonate systems: evidence for inhomogeneous distribution of impurity cations.* Chem. Geol., **27**, nr. 3, 1970, 181—205.

[4] Balteș, N. *Substanța organică diseminată în rocile detritice și unele metode speciale de studiu ale acesteia.* Mine. Petrol și Gaze, **32**, nr. 1—2, 1981, 68—76.

[5] Bersohn, M., Baird, J. *An introduction to Electron Paramagnetic Resonance.* W. A. Benjamin Inc., New-York, 1966.

[6] Mc Bride, M., Pinnavaia, T. J., Mortland, M. *Electron spin relaxation and the mobility of manganese (II) exchange ions in smectites.* Amer. Miner., **60**, 1975, 66—72.

[7] Craciun, C., Meghea, A. *Electron spin resonance studies of montmorillonites.* Clay Miner., **20**, 1985, 281—290.

[8] Durand, B., Marchand, A., Amiell, J., Combaz, A. *Etude de kerogenes par résonance paramagnétique électronique.* In *Advances in Organic Geochemistry* 1975 (editori Campos, R., Goni, J.), Enadimsa, Madrid 1977, 753—779.

[9] Erdtman, J. G. *Detection of reducing conditions in a formaion as in oil prospecting.* Brevet S.U.A. nr. 3719 453, 1973.

[10] Fubini, B., Stone, F. S. *Investigation of the vaterite-calcite transformation by ESR spectroscopy using Mn^{2+} ions as a tracer.* J. Matter. Sci., **16**, nr. 9, 1981, 2438—2448.

[11] Goodman, B. A., Raynor, J. B. *Electron spin resonance of transition metal complexes.* In „*Advances in Inorganic Chemistry and Radiochemistry*, **13**, Acad. Press, New-York—London, 1970, 135—341.

[12] Grün, R. *Beiträge zur ESR — datierung.* Koeln. Sonderveroeffentlichungen, **59**, 1985, 157 p.

[13] Gutowsky, H. S., Roger Ray, B., Rutledge, R. L. *Carbonoceous free radicals in crude petroleum.* J. Chem. Phys., **28**, 1958, 744—745.

[14] Hall, P. *The application of electron spin resonance spectroscopy to studies of clay minerals: I, Izomorphous substitutions and external properties.* Clay Miner., **15**, 1980, 321—335.

[15] Hunt, J. M. *Petroleum Geochemistry and Geology.* John Freeman Co., San Francisco, 1979.

[16] Hwang, P.T.R., Pusey, W. C. *Process for determining hydrocarbon maturity using electron spin resonance.* Brevet S.U.A. nr. 3.740.641, 19 iunie 1973.

[17] Ingram, D.J.E, Tapley, J. G., Jackson, R., Bond, R. L., Murnagan, A. R. *Paramagnetic resonance in carbonaceous solids.* Nature, **174**, 1954, 797—798.

[18] Ingram, D.J.E. *Free Radicals as Studied by Electron Spin Resonance*, London, 1958.

[19] Ishiwatari, R., Ishiwatari, M., Kaplan, I. R., Rohrback, B. G. *Thermal alteration of young kerogen in relation to petroleum genesis.* Nature, **264**, nr. 5584, nov. 25, 1976, 347—349.

[20] Malhorta, V. M., Buckmaster, H. A. *The behaviour of minerals in Cold Lake oil sands under dry combustion conditions.* Applied Clay Science, **1**, 1985, 225—236.

[21] Marchand, A., Libert, P. A., Combaz, A. *Sur quelques critères physico-chimiques de la diagenèse d'un kérogene.* C.R. Acad. Sci. Paris — sèrie D, **266**, 1968, 2316—2319.

[22] Marchand, A., Libert, P. A., Combaz, A. *Essai de caractérisation physico-chimique de la diagenese de quelques roches organiques biologiquement homogènes.* Rev. Inst. Franç. Petr. **24**, nr. 1, 1969, 3—20.

[23] Marchand, A., Conard, J. *Electron paramagnetic resonance in kerogen studies.* Kerogen (editor Durand, B.), Editions Technip, Paris 1980, 243—270.

[24] Marchand, A. *La résonance paramagnétique électronique (R.P.E.), sa mise en oeuvre pour l'étude des kérogènes.* Bull. Centre Rech. Pau.—SNPA, **10**, nr. 1, 253—266.

[25] Meghea, A., Barca, F., Penu, A., Peleanu, I. *Paramagnetismul în caustobiolite.* Ses. de Com. St. a Cadrelor Didactice, Inst. Pol. București 1985.

[26] Meghea, A., Crăciun, C. *Distribuția fierului (III) în caolinuri evidențiată prin metode spectroscopice.* Materiale de construcții, XVII, nr. 2, 1987, 126—130.

[27] Meghea, A., Peleanu, I., Preda, M, Burghelea, V. *Utilizarea Spectroscopiei RES la detectarea și caracterizarea kerogenului din detritus.* Mine, Petrol și Gaze, **38**, nr. 12, 1987.

[28] Meghea, A., Zalaru, F., Peleanu, I., Văcărescu, D. *Studiul materiei organice diseminate în roci sedimentare.* Revista de Chimie, sub tipar 1988.

[29] Mestdagh, M. M., Vielvoye, L., Herbillon, A. J. *Iron in Kaolinite: the relationship between Kaolinite crystallinity and iron content.* Clay Miner., **15**, 1980, 1—13.

[30] Monin, J. C., Durand, B., Vanden-Broucke, M., Huc, A. Y. *Experimental simulation of the natural transformation of Kerogen.* Advances in organic Geochemistry 1979 (editori Douglas, A. G., Maxwell, J.R.), Pergamon Press, Oxford 1980, 517—529.

[31] Nicolau, C. *Rezonanța paramagnetică electronică: aplicații în chimie și biologie.* Ed. științifică și tehnică București, 1966.

[32] Oberlin, A., Villey, M., Boulmier, J. L. *Electron microscopic study of Kerogen microtexture. Selected criteria for determining the evolution path and evolution stage of Kerogen.* Kerogen, (editor Durand, B.), Editions Technip. Paris 1980, 191—241.

[33] Rex, R. W. *Electron paramagnetic resonance studies of stable free radicals in Lignins and humic acids.* Nature, Lond., 188, 1960, 1185—1186.

[34] Ronov, A. B. *Organic carbon in sedimentary rocks (in relations to the presence of petroleum).* Geochem., nr. 5, 1958, 497—509.

[35] Shibaoka, M., Steven, J. R. *Characterization of kerogens by electron spin resonance.* Fuel, **56**, october, 1977, 458—459.

[36] Steelink, C. *Free radical studies of Lignin. Lignin degradation products and soil humic acids.* Geochim. Cosmochim. Acta, **28**, 1964, 1615—1622.

[37] Stuermer, D. H., Peters, K. E., Kaplan, I. R. *Source indicators of humic substances and prolokerogen. Stable isotope ratios, elemental compositions and ESR spectra.* Geochim. Cosmochim. Acta, **42**, 1978, 989—997.

[38] Tissot, B., Welte, D. H. *Petroleum formation and occurence.* Springer-Verlag, New York — Heidelberg — Berlin, 1978.

[39] Uebersfeld, J., Étienne, A., Combrisson, J. *Paramagnetic resonance, a new property of coal-like materials.* Nature, **174**, 1954, 614—616.

[40] Ursu, I. *Rezonanța electronică de spin.* Ed. Academiei R.S.R., București, 1965.

[41] Van Der Kaa, J. M., Duchesne, J., Depireux J. *Origin of free radicals in carbonaceous rocks.* Geochim. Cosmochim. Acta, **23**, 1961, 209—218.

[42] Vdovikin, G. P., Dubrov, Y. N., Marov, I.N. *Free radicals in crude oils of Northwestern Ciscaucasia* Geohimiya, **75** 1976, 851—867.

[43] Villey M., Estrade—Szwarckopf. H. Conrad, J. *Simulation thermique de l'evolution diagénétique des Kérogenes : étude par RPE.* Rev. Inst. Franc. Pétr., **36**, nr. 1, 1981, 3—16.

[44] Winslow, F. H., Baker, W. O., Yager, W. A. *Odd electrons in polymer molecules.* J. Am. Chem. Soc., **77**, 1955, 4751—4756.

Tensiuni reziduale în componentele utilajelor tehnologice (II)

Prof. dr. ing. **A. Pavel**
Institutul de Petrol și Gaze Ploiești

Conceptul de deformație/distorsiune reziduală datorită sudării

Potrivit lui Crane [32], cele mai dăunătoare manifestări ale TR, în general, și ale TR datorite sudării|tăierii, în particular, sînt distorsionarea dimensională și de formă a elementelor, structurilor etc., respectiv accentuarea riscurilor de distrugere prematură. Evident, cauzele generării de DFR|DTR, indiferent de natura lor, sînt aceleași ca cele generatoare de TR [121 ; 151].

De obicei, așa cum menționează Vinokurov [151], prin conceptul de deformație|distorsiune datorită sudării (DS) se reține toate „deplasările" punctelor distincte sau chiar ale componentelor îmbinărilor sudate și structurilor în construcție sudată. În mod convențional, DS se clasifică în :

- DS temporare → DST, care implică modificarea dimensiunilor și formei constructive ale cusăturilor sudate în procesul sudării, respectiv ;
- DS remanente → DSR, care se resimt în modificările postsudare ale geometriei elementelor sau structurii sudate.

DST prezintă interes practic din următoarele puncte de vedere [121] :

— în majoritatea cazurilor, ele permit prognozarea caracterului DSR și, deci, elaborarea măsurilor de perfecționare constructivă a elementelor, structurilor etc. sau de modificare tehnologică a procesului de sudare, în scopul diminuării DSR ;

— DST pot avea influență mare sau chiar determinantă asupra caracterului formării îmbinărilor sudate și, respectiv, asupra tehnologiilor de sudare.

La rîndul lor, DSR se clasifică în [121 ; 151] :

1. deformații/deplasări în planul elementelor sudate, cînd deformațiile/deplasările în direcția axei a treia se pot neglija ; asemenea DS apar la sudarea plăcilor plane, tablelor plate etc. care nu-și pierd stabilitatea (nu voalează) și nici nu ies din planul propriu ca urmare a neuniformității contracției transversale pe grosimea lor ;

2. deformații/deplasări într-un plan perpendicular pe sudură, de tipul distorsiunilor în formă de ciupercă și al rotirilor unghiulare ;

3. deformații/deplasări de încovoiere longitudinală și transversală ; la structurile sudate de tip grindă, asemenea DS se resimt prin aceea că axa longitudinală se distorsionează — ca urmare a contracției sudurilor — în direcțiile longitudinală și/sau transversală ;

4. deformații/deplasări implicate de pierderea stabilității (prin voalare sau colaps) elementelor de structuri cu perete subțire ; evident, sub acțiunea TR de compresiune, pierderea de stabilitate survine cu forme dintre cele mai neașteptate ;

5. deformații/deplasări de răsucire (torsiune) în raport cu axa longitudinală ;

6. deformații/deplasări compuse, care reunesc mai multe tipuri — dintre precedentele — de DS ;

7. deformații/deplasări ale structurilor de tip înveliș (subțire) datorite sudării cusăturilor transversale (inelare) sau longitudinale, de asemenea cusăturilor circulare sau curbe pe suprafețe de revoluție ;

8. deformații/deplasări ale structurilor și sistemelor complicate de tip cadru, carcasă, batiu, bloc (chiulasă) de motor etc., DS res-

pective fiind – de regulă – compuse, influenţîndu-se reciproc şi generînd distorsionări specifice.

De reţinut că, în majoritatea cazurilor practice, simultan pot apărea mai multe tipuri de DSR, fiecare dintre acestea putîndu-se predetermina prin calcule aproximative (metoda descompunerii, metoda forţelor fictive etc.) sau măsura folosind mijloace de tip standard (comparatoare, diferite dispozitive şi instrumente etc.) [151].

În lucrarea [37], bazată pe 42 de referiri bibliografice, Dorn prezintă diferite cazuri de pierdere a formei iniţiale, la unele structuri sudate, ca urmare a contracţiei sudurilor şi demonstrează dependenţa caracterului distorsiunilor similare de concepţia constructivă a sistemelor sudate şi de dispunerea cusăturilor sudate. Totodată, Dorn exemplifică unele modalităţi de corectare la rece şi la cald a elementelor/componentelor de structuri sudate şi expune principii privind proiectarea de îmbinări sudate care asigură o contracţie minimă a structurilor. Distorsionarea sistemelor în construcţie sudată, ca o consecinţă a acţiunii căldurii în timpul tăierii şi sudării, s-a studiat de asemenea de către Allen [5], exemplificarea avînd ca obiect sudurile în T cu una şi cu două cusături.

Influenţa tensiunilor reziduale

Influenţa macrotensiunilor asupra rezistenţei mecanice

În general, acţiunea mecanică a TR asupra metalelor este identică cu cea corespunzătoare tensiunilor mecanice generate direct de către manifestarea sarcinilor, respectiv materializarea solicitărilor. Dacă materialul tehnic pus în operă rămîne elastic (în stadiul elastic) în orice punct al său, atunci principiul superpoziţiei algebrice într-un punct anumit, adică principiul suprapunerii vectoriale a componentelor oricăror tensiuni mecanice (efective, remanente, termice, termomecanice etc.) în punctul nominalizat, îşi menţine valabilitatea indiferent de natura tensiunilor şi, deci, de caracterul sursei generatoare de tensiuni. Ca urmare, în condiţiile unor tensiuni rezultante cu intensitatea sub limita de curgere, deformaţiile şi/sau distorsiunile corespunzătoare solicitărilor mecanice efective nu depind de existenţa TR. Dacă, însă, starea de tensiuni rezultante în punctul considerat implică stadiul plastic al materialului tehnic pus în operă, atunci intensitatea TR nu se mai poate însuma algebric cu cea a tensiunilor provenind din acţiunea sarcinilor → solicitărilor. Aceasta pentru că, în circumstanţele curgerii plastice, TR se modifică multivoc, redistribuindu-se şi relaxîndu-se, fie diminuîndu-şi intensitatea şi păstrîndu-şi semnul algebric iniţial, fie inversîndu-şi semnul algebric, fie tinzînd către zero ca intensitate [80]. De altfel, Cottrell şi alţii [160 ; 161] confirmă că, teoretic, este suficientă o deformaţie plastică nu prea mare (pînă la 0,2%) pentru ca TR să dispară. Aşadar, cînd curgerea plastică posibil macroscopică este permisă, TR influenţează puţin sau deloc asupra rezistenţei mecanice şi, deci' asupra comportării sub sarcină a materialelor tehnice puse în operă.

Din Mecanofizica corpului solid se ştie că apariţia fisurilor constituie rezultatul nemijlocit al epuizării tenacităţii (plasticităţii) iniţial disponibile. Atunci cînd fisurile încă n-au apărut, se impune a se şti dacă materialul tehnic dat mai este suficient de tenace pentru a putea prelua în continuare solicitarea efectivă ulterioară, datorită sarcinilor aplicate. Dacă în elemente sau structuri survine o eliminare parţială a tensiunilor mecanice, ca urmare a suprasolicitărilor lor, atunci, pentru starea corespunzătoare de solicitare, caracteristicile de tenacitate/plasticitate ale întregului element sau sistem ori numai ale unei părţi de element sau sistem pot fi reduse la zero [107]. Se atrage, însă, atenţia că absenţa fisurilor în elementul, structura etc. ce conţine TR nu poate garanta posibilitatea unei oarecare curgeri plastice notabile.

În condiţii de exploatare, diminuarea tenacităţii anumitor materiale tehnice se datoreşte, de asemenea, fenomenului de îmbătrînire, acţiunii temperaturilor coborîte şi altor factori cu acţiune depreciativă. Dacă deformaţiile plastice ale elementului sau structurii sînt limitate (cazurile cîmpului tridimensional de tensiuni mecanice, fragilităţii accentuate, absenţei tenacităţii etc.), atunci TR se orientează după oricare alte direcţii existente în materialul pus în operă şi acţiunea le este perfect identică cu cea a altor tensiuni mecanice, indiferent de sursa generării lor. Ca urmare, TR distrug metalele la fel ca oricare alte tensiuni mecanice ce apar şi acţionează în punctele materiale considerate.

Pentru materialele ideal plastice (ipoteza Prandtl) cu limită de curgere fizică [99], ca indicator de tenacitate-plasticitate se poate utiliza criteriul tensiunii tangenţiale maxime sau octaedrice potrivit căruia [107]:

– curgerea plastică survine atunci cînd pătratul tensiunii tangenţiale maxime (octaedrice) atinge o intensitate egală cu 2|3 din pătratul limitei de curgere corespunzătoare la forfecare τ_c, rezultînd :

$$(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 = \frac{2}{3}\tau_c;$$

— curgerea plastică începe atunci cînd tensiunile tangențiale maxime (octaedrice) ating nivelul τ_c, rezultînd:

$$[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 - 4\tau_c^2][(\sigma_2 - \sigma_3)^2 - 4\tau_c^2] \cdot$$

$$\cdot [(\sigma_3 - \sigma_1)^2 - 4\tau_c^2] = 0,$$

aici $\sigma_{1,2,3}$ fiind tensiunile (eforturile unitare) normale principale. De remarcat că ambele formulări ale criteriului în discuție sînt confirmate experimental.

Pentru materialele cu consolidare de un anumit tip (liniară, exponențială etc.), problema comportării în stadiul plastic este cu mult mai complicată din punctele de vedere fenomenologic și cantitativ.

Solicitarea statică. Pentru toate metalele puse în operă sub formă de elemente, structui etc., distrugerea statică este precedată de o anumită deformație plastică. Chiar în cazurile distrugerii brutale-fragile a oțelurilor, la temperaturi apropiate de cea a azotului lichid, se constată o deformație plastică locală de ordinul a pînă la circa 4%. Evident, în procesul corespunzător de deformare plastică, se produce o atenuare a macrotensiunilor remanente.

Pe măsură ce intensitatea sarcinii aplicate se apropie de valoarea care îndeplinește condiția de curgere în circumstanțele absenței TR, acestea din urmă — în mod treptat — se apropie de zero. Apoi, cînd tensiunile mecanice datorite acțiunii sarcinilor ating limita tehnică de curgere σ_c, toate macrotensiunile remanente din material sînt complet eliminate, însă se instaurează un al doilea sistem de TR, a căror natură este complicată prin prezența microtensiunilor remanente. Paton și alții [107] au constatat că TR se diminuează cu 90% în placa sudată cap la cap care este supusă acțiunii unor sarcini de întindere. S-a stabilit, de asemenea, că, la deformarea prin întindere a unor bare de cupru cu circa 1%, TR axiale se diminuează cu 30%, iar cele inelare — cu 65%. În asemenea condiții (solicitare statică singulară și, deci, nerepetată), influența TR asupra mărimilor σ_c și σ_r (rezistența de rupere) este dependentă mai puțin de semnul algebric al TR la suprafață și determinant de identitatea epurelor de distribuție și de semnul TR existente față de cel al TR datorite sarcinii aplicate. Dacă asemenea identitate nu există, atunci curgerea plastică a materialului, corespunzătoare solicitării efective, anihilează TR preexistente și, astfel, le elimină influența asupra rezistenței mecanice a elementelor, structurilor etc. [128].

Tensiunile mecanice datorite sudării au influență determinantă asupra rezistenței așa-zise statice a structurilor sudate în următoarele circumstanțe suplimentare [144]:

- existența de concentratori ai tensiunilor mecanice în zona sudurilor;
- dispunerea defavorabilă (transversală) a concentratorilor în raport cu orientarea tensiunilor maxime de întindere datorite sudării și, respectiv, solicitării efective;
- acțiunea temperaturii coborîte, a mediilor agresive și/sau a iradierii;
- materializarea unor viteze mari de deformare.

Intensitatea deformației remanente plastice, care precede, în general, distrugerea, este întrutotul suficientă pentru ca să elimine oricare macrotensiuni reziduale inițiale, induse în procesul execuției constructive a elementelor și structurilor. Și totuși, apariția deformațiilor plastice poate genera formarea de fisuri în anumite locuri, înainte ca macrotensiunile reziduale să dispară în alte locuri, mai puțin solicitate din punct de vedere mecanic. Ca atare, macrotensiunile remanente încă neatenuate pot facilita extinderea fisurilor deja formate. În situațiile cînd viteza propagării fisurilor o depășește pe cea a curgerii plastice, fisurile respective se pot extinde așa-zis de la sine, ca o consecință a eliberării energiei elastice remanente în procesul corespunzător, fenomenul fiind similar cunoscutei „fisurări Griffith".

Solicitarea dinamică (prin șoc sau prin explozie). La solicitarea dinamică prin șoc mecanic, avînd viteze de deformare mai mici decît viteza critică a șocului, distrugerea materialelor metalice puse în operă este precedată de deformare plastică. Se poate presupune, de aceea, că, pentru viteze ale șocului inferioare vitezei critice, TR se atenuează la fel ca în cazul solicitării statice. Ca atare, în [107] se consideră că TR nu influențează — în mod esențial — durata de serviciu a elementelor, structurilor etc. solicitate mecanic prin șoc.

Pentru viteze ale șocului mai mari decît viteza critică, eliminarea TR nu se mai produce. Însă, așa cum au dovedit-o încercările prin explozie ale diferitelor materiale metalice, tensiunile de distrugere ating — de obicei — intensități foarte mari, cu un ordin de mărime mai mari decît cele ale TR ce se pot induce în materialele respective pe parcursul prelucrării lor. În consecință, în circumstanțele solicitării prin explozie, influența TR inițiale nu trebuie să depășească 10%, ceea ce se acordează cu rezultatele testărilor experimentale [107; 144; 160; 161].

Solicitarea ciclic variabilă. La studierea influenței asupra oboselii elementelor și structurilor a macrotensiunilor reziduale datorite neuniformității deformațiilor plastice în stratul superficial sau pe întreaga secțiune care interesează, se vor distinge [107]:

— macrotensiunile așa-zise tehnologice, inițiale sau primare, care apar nemijlocit după deformarea plastică prealabilă a metalelor, în procesele prelucrării prin așchiere sau

executării altor operații tehnologice, respectiv în procesele ce implică ecruisarea neuniformă a elementelor pe secțiunea lor (îndreptarea, rularea filetelor etc.) [65];

— macrotensiunile așa-numite de exploatare sau secundare, care se induc în procesele de funcționare cu solicitări ciclice prin încovoiere (flexiune) sau prin răsucire (torsiune) [155].

Referitor la influența macrotensiunilor primare, în condițiile solicitării ciclice de durată, s-au conturat mai multe puncte de vedere [46; 54; 107], dintre care se rețin următoarele:

- macrotensiunile de compresiune ameliorează rezistența la oboseală, iar cele de întindere o pot diminua;
- pentru elementele și structurile din oțeluri și alte aliaje refractare, care sînt exploatate în condiții de încălzire pînă la temperaturile corespunzătoare celei de revenire, influența macrotensiunilor primare asupra comportării la oboseală este similară cu cea constatată pentru oțelurile de construcție obișnuite;
- în funcție de intensitatea tensiunilor mecanice efective (de lucru) și de frecvența sau de numărul ciclurilor de solicitare variabilă, macrotensiunile primare se redistribuie ș.a.m.d.

Cazul special al aliajelor refractare este studiat în amănunțime de către Podzei ș.a. [107].

În condițiile solicitărilor ciclice, pentru oricare temperatură ce interesează (de încercare, de exploatare etc.), macrotensiunile remanente — indiferent de semnul lor algebric — se relaxează [66]. Se poate admite, deci, că influența macrotensiunilor respective asupra rezistenței la oboseală, la temperaturi apropiate de temperatura de revenire sau de recristalizare, este neglijabilă [48]. Dar influența TR asupra rezistenței la oboseală poate depinde de dimensiunile elementului sau structurii în care ele sînt induse. Cu cît dimensiunile corespunzătoare sînt mai mari, cu atît atenuarea prin curgere a TR este mai puțin semnificativă și fisurile se propagă mai facil [145]. În plus, cu majorarea dimensiunilor elementelor și structurilor, caracterul distrugerii lor — atît în cazul solicitării statice, cît și în cazul solicitării ciclic variabile — se modifică treptat de la vîscos-tenace-plastic pînă la casant-fragil-brutal [102], ceea ce metamorfozează în același sens și caracterul influenței TR.

Multitudinea cercetărilor, efectuate în condițiile temperaturilor joase, a indicat inechivoc că, în urma coborîrii temperaturii oțelurilor, survine diminuarea plasticității și, deci, a tenacității (rezilienței)*, ceea ce îngreunează mult eliminarea TR și accentuează probabilitatea distrugerii fragile. La componentele supuse acțiunii de durată a sarcinii, în condițiile temperaturilor ridicate, ca efect al fluajului și accelerării mișcării difuzionale a atomilor, TR se vor relaxa în stratul superficial ecruisat. Evident, intensitatea și caracterul relaxării TR vor fi determinate de temperatura metalului, sarcina exterioară, compoziția și structura metalului etc.

Așadar, temperatura și factorul dimensional (adică dimensiunile și forma constructivă ale elementului, structurii etc.) se constituie în criterii de bază, în contextul problemei în discuție, deformarea plastică sau distrugerea fragilă survenind în prezența tensiunilor mecanice rezultante (remanente și efective) locale corespunzător de ridicate. O diferență fenomenologică esențială între cedarea fragilă la temperatură normală și cea produsă la temperatură joasă nu se cunoaște, cu excepția faptului că temperaturi diferite influențează în mod diferit asupra limitărilor dimensionale facilizatoare a distrugerii fragile sau a deformării plastice.

La elementele și structurile din oțeluri, executate în construcție sudată, influența TR din sudare asupra fenomenului de (rezistenței la) oboseală este drastică, constituind interacțiunea următorilor factori [84; 144]: concentrarea TR respective în zona cusăturii sudate; neomogenitatea metalului în aceeași zonă; existența concentratorilor de natură constructivă, de exploatare sau tehnologici, care, fiind defavorabil plasați în raport cu orientarea tensiunilor mecanice (din sudare și efective), contribuie substanțial la diminuarea rezistenței la oboseală.

Distrugerea fragilă-brutală. Cînd momentele care preced distrugerea se caracterizează prin curgerea plastică macroscopică, macrotensiunile remanente sînt mici sau nu influențează, în general, asupra procesului de distrugere vîscoasă-tenace. Însă, în acele cazuri cînd, din anumite motive (îmbătrînire, epuizare de tenacitate, temperaturi coborîte etc.), deformarea plastică este greoaie sau chiar imposibilă, macrotensiunile remanente influențează determinant procesul de distrugere, totodată și întotdeauna ele echilibrîndu-se reciproc → în unele părți ale corpului dat apar TR de întindere, iar în alte părți ale aceluiași corp sînt prezente TR de compresiune [135]. Acționînd timp suficient de îndelungat, TR (de speța I) de întindere pot cauza distrugerea brutală — de la sine sau pentru tensiuni cu mult mai mici decît σ_r — a anumitor categorii de produse industriale (țevi trase la rece și necorectate prin detensionare, care plesnesc longitudinal — cvasiliniar sau în forma danturii de

* Potrivit lui Barker [14], macrotensiunile reziduale din epruvetele folosite pentru încercarea la rezilienţă pot avea influenţă asupra valorii măsurate a rezilienței materialului. Într-o serie de cazuri, corecția datorită TR a reprezentat peste 20%.

ferăstrău — ori elicoidal; profiluri dublu T laminate, care plesnesc în lungul inimii lor etc.) [71; 108; 135; 140]. Aceasta pentru că metalele puse în operă, cu TR de speța I, constituie corpuri deformabile care, în condițiile unor solicitări proprii și/sau efective de durată, se deformează cu viteză nulă și, ca urmare a diminuării așa-numitei rezistențe la deformare, în diferitele lor zone sînt afectate de faptul că intensitatea și schema distribuției TR pot deveni neprielnice [135].

De regulă, distrugerea fragilă fără curgere macroscopică survine atunci cînd se realizează o combinare corespunzătoare a vitezelor mari de deformare, temperaturilor coborîte și unui suficient factor de strangulare*, adică atunci cînd se materializează circumstanțe care nu permit sau nu mai permit curgerea plastică. În asemenea condiții, existența macrotensiunilor remanente poate exercita influență semnificativă asupra capacității portante a materialelor tehnice puse în operă, deoarece TR nu dispar pînă în momentul distrugerii.

Așa cum s-a precizat anterior, se cunosc numeroase situații practice cînd, avînd intensitate destul de mare, TR au putut — singure și, deci, fără alte acțiuni exterioare normale sau suplimentare — să cauzeze distrugeri fragile-brutale ale elementelor și structurilor. Totuși, în destul de multe cazuri, distrugerile respective se produc în alternative ale acțiunii comune a TR mari de întindere și a altui factor (de obicei de natură chimică) ce implică fragilizarea/fracturarea materialului pus în operă (de exemplu apariția de fisuri în oțeluri aflate sub sarcină). Formarea de noi suprafețe la apariția fisurilor necesită, însă, consumuri de energie, iar sursa acesteia o constituie energia de deformare/distorsionare acumulată în material prin intermediul TR și DFR/DTR [18; 35; 97; 143].

Uneori, distrugerea completă intempestivă are caracter e x p l o z i v și se datorește instabilității stării de solicitare a elementelor și structurilor, cauza principală constituind-o cea mai mică modificare de stare, respectiv acțiunea chiar a celei mai nesemnificative forțe exterioare corespunzătoare vibrației ușoare, zgîrierii, modificării locale a temperaturii etc. Dacă materialul tehnic pus în operă se află la temperaturi i n f e r i o a r e celei de tranziție sau se găsește în stadiul de comportare în mod cert n e t e n a c e, atunci, în prezența cîmpurilor unor TR de întindere, distrugerea fragilă-brutală poate surveni pentru sarcini mai mici decît cele din alternativa fără TR. Dacă, însă, materialul respectiv este în stadiul de comportare m i x t ă (tenace-fragilă), fiind posibilă curgerea plastică, atunci TR se elimină și, ca urmare, influența lor asupra riscului de distrugere lipsește sau este nesemnificativă.

Așadar, f a c t o r i i p r i n c i p a l i care facilitează distrugerea fragilă-brutală sînt: existența de TR cu intensitate corespunzător de mare; posibilitățile limitate de deformare plastică; extinderea fisurilor deja materializate la intensități mici ale tensiunilor mecanice și cu absorbție redusă de energie. Referitor la mecanismul fisurării în contextul tematic al lucrării prezentate, Sokolov și Uralski [135] emit o seamă de considerații fundamentate pe preceptele Mecanicii fracturării (teoriile Griffith, Orowan, Irwin ș.a.).

Capacitatea limitată de a se deforma plastic a materialelor puse în operă poate constitui sursa generării de TR cu intensitate foarte ridicată. Cînd aceste TR nu se elimină și nici nu se atenuează, rezerva reală de rezistență mecanică — în condiții de exploatare — se diminuează drastic și, uneori, posibila suprasolicitare diurnă se poate dovedi suficientă pentru exercitarea procesului dezvoltării fisurilor. Evident, probabilitatea unei asemenea alternative este condiționată primordial de forțele exterioare și de energia acumulată în material. Dar fisurarea se poate extinde ușor nu numai la temperaturi coborîte, ci și la temperatură normală, bineînțeles, dacă circumstanțele stării de solicitare sînt favorabile, ceea ce se soldează cu pierderea de capacitate portantă și chiar cu cedarea catastrofală a elementelor și structurilor.

R e z i s t e n ț a l a u z a r e m e c a n i c ă. În procesul uzării mecanice, stabilitatea macrotensiunilor remanente depinde — în principal — de intensitatea deformării remanente în straturile superficiale ale cuplelor de frecare, care, de altfel, le determină caracterul contactului lor → elastic, elastoplastic sau plastic.

În condițiile c o n t a c t u l u i e l a s t i c al suprafețelor de frecare (cazul contactului suprafețelor de elemente relativ netede sau puțin solicitate, care lucrează în situația frecării semilichide/semiuscate), de obicei, tensiunile mecanice în proeminențe nu depășesc limita de elasticitate. În celelalte condiții, evoluția macrotensiunilor remanente este următoarea: ● se diminuează nesemnificativ, pentru solicitări pînă la limita elastică tehnică cu deformație remanentă plastică de pînă la 0,005 % ($\rightarrow \sigma_{0,005}$); ● se micșorează cu pînă la 60 %, în alternativele solicitării pînă la limita tehnică de curgere ($\sigma_{0,2}$); ● practic, se elimină complet, pentru solicitări mai mari, cu deformație remanentă

* Aici, prin factor de strangulare se înțelege oricare obstacol în dezvoltarea deformației plastice, de tipul degajărilor șanțurilor, modificărilor de geometrie ale elementului, incluziunilor metalurgice și segregațiilor, sudurilor între metale diferite etc. [107].

plastică de pînă la 0,5 . . .1,0% ($\rightarrow \sigma_{0,5} \ldots \sigma_{1,0}$) [107]. În această ultimă situație, însă, după desolicitare, apar macrotensiuni remanente secundare, condiționate de neomogenitatea deformațiilor plastice în profunzimea straturilor superficiale.

Experimental s-a stabilit că macrotensiunile reziduale primare în cuplele de frecare se mențin atîta vreme cît acțiunea lor, asociată (deci comună) cu cea a tensiunilor datorite solicitării exterioare, nu dă tensiuni rezultante cu intensitate care să depășească limita elastică tehnică condiționată de o valoare admisibilă foarte mică a deformației plastice în straturile superficiale ale materialelor → elementelor conjugate. Evident, momentul apariției deformațiilor plastice în straturile superficiale ale elementelor aflate în contact depinde de caracterul distribuției macrotensiunilor reziduale primare și de intensitatea tensiunilor mecanice efective, așa-zise nominale. Cînd epura tensiunilor rezultante se caracterizează prin diminuarea tensiunilor maxime, macrotensiunile reziduale, ameliorînd rezerva de rezistență mecanică în domeniul elastic, ameliorează, totodată, rezistența la uzare a cuplelor de frecare și invers, cînd tensiunile maxime cresc, față de cele nominale, influența macrotensiunilor reziduale nu mai este favorabilă. Așadar, în condițiile frecării semilichide/semiuscate, macrotensiunile remanente pot avea influență asupra uzării mecanice a elementelor, dacă tensiunile rezultante nu depășesc limita elastică tehnică dată (practic, contactul suprafețelor fiind elastic) și anume rezistența la uzare corespunzătoare se îmbunătățește în cîmpul macrotensiunilor de compresiune, respectiv se depreciază în cîmpul macrotensiunilor de întindere [107].

În alternativa contactului elastoplastic sau cvasiplastic al cuplelor de frecare, cînd în straturile superficiale apar deformații plastice notabile, intensitatea și caracterul uzării mecanice ale elementelor nu depind nici de semnul algebric și nici de intensitatea macrotensiunilor primare. Aceasta deoarece, chiar din primul moment al uzării elementelor conjugate, macrotensiunile primare se elimină, ca efect al deformării plastice în desfășurare și în straturile superficiale ale elementelor cuplelor de frecare apar noi macrotensiuni reziduale, secundare. Intensitatea, semnul și caracterul distribuției acestora din urmă se determină de către condițiile uzării și caracteristicile materialelor aflate în frecare, independent de starea inițială a suprafețelor [107].

Rezistența la coroziune. Prin cercetări experimentale s-a stabilit că macrotensiunile reziduale de întindere din elemente sau structuri accelerează procesele de coroziune (mai ales cele de CORFIS), iar macrotensiunile de compresiune le diminuează intensitatea, inhibîndu-le. În acest context, factorii cei mai importanți care influențează evoluția proceselor de coroziune sînt rugozitatea suprafețelor și ecruisarea lor prin deformarea ireversibilă a materialului straturilor superficiale. De altfel, cu creșterea rugozității suprafețelor și accentuarea ecruisării acestora, rezistența la coroziune scade drastic [99; 107].

Precizia dimensională și a formei constructive ale elementelor și structurilor. Una din cauzele principale ale alterării premature a preciziei dimensionale și formei constructive inițiale ale elementelor și structurilor o constituie deformarea/distorsionarea lor, cauzată de relaxarea tensiunilor reziduale mecanotehnologice [66; 80; 92; 107; 109; 152], macrotensiunile corespunzătoare nerăminînd constante în timp. Ca urmare, deformațiile elastice datorite acestora din urmă, în mod treptat sau spontan, se convertesc în deformații plastice și, deci, ireversibile, procesul fiind însoțit de dispariția parțială sau totală a macrotensiunilor primare.

Neuniformitatea desfășurării fenomenului de relaxare a tensiunilor mecanice, datorită intensității neidentice a macrotensiunilor reziduale în diferite porțiuni ale elementelor și structurilor, modifică corelația între macrotensiunile respective și, astfel, cauzează deformarea/distorsionarea și, deci, modificarea dimensiunilor și configurației geometrice ale elementelor, structurilor etc. Evident, în condiții de exploatare, acțiunea sarcinilor, încălzirea, răcirea ș.a. accelerează procesele de relaxare în discuție și pot genera, de asemenea, deformații/distorsionări suplimentare.

Prin urmare, stabilizarea certă a dimensiunilor și configurației geometrice ale elementelor și structurilor, în general, poate fi asigurată numai prin excluderea deformațiilor/distorsionărilor nepermise datorite atît macrotensiunilor reziduale, cît și tensiunilor mecanice efective. În activitatea industrială, aceasta se asigură prin diferite procedee mecanotehnologice (îmbătrînirea naturală sau artificială, îmbătrînirea prin vibrare etc.), metodele care permit relaxarea și, deci, eliminarea practică a tensiunilor remanente fiind termodetensionarea (recoacerea de detensionare), curgerea plastică ș.a. [32; 107; 148; 152 etc.].

Influența microtensiunilor reziduale

Deoarece microtensiunile reziduale apar în procesele de deformare plastică, caracteristicile mecanice determinate în asemenea situații reprezintă chiar mărimile ce caracterizează elementele, probele, modelele etc. care conțin sistemele intercristaline de TR suprapuse peste tensiunile mecanice datorite solicitării. Sub rezerva unor considerații cu semnificație de probabilitate, Podzei ș.a. [107] apreciază că, în mare măsură, influența

microtensiunilor reziduale este analoagă cu cea a macrotensiunilor reziduale. Este posibil, însă, ca, în anumite zone restrînse ale elementelor, probelor etc., să apară sisteme triaxiale de tensiuni în combinație cu mari tensiuni de întindere și ca, în circumstanțe determinate, din punctele zonelor respective să se amorseze fisurile în materialele lipsite de tenacitate. Totodată, existența unor gradiente mari între tensiunile mecanice poate exercita influență notabilă asupra circumstanțelor generării de deformații plastice.

Asupra unor fenomene care se produc în materialele puse în operă, influența microtensiunilor reziduale este considerabil mai mare decît cea a macrotensiunilor reziduale. Bunăoară, în condițiile unei stări de tensiuni mecanice antagoniste între granulele învecinate, este de așteptat ca fenomenul de coroziune — pe contururile granulelor respective — să fie mai intens decît în alternativa distribuției uniforme de tensiuni mecanice. Nu este exclus, de asemenea, ca sistemele intercristaline de tensiuni mecanice să poată avea influență asupra caracteristicilor de oboseală ale materialelor.

Întrucît este un fenomen drastic local, distrugerea* sub sarcină sau de la sine a materialelor tehnice puse în operă (în elemente, structuri etc.) este deosebit de puternic influențată de cîmpul local al tensiunilor mecanice, în general și, deci, de cîmpul microtensiunilor reziduale, în particular. La rîndul său, apariția microtensiunilor reziduale este facilitată de valoarea considerabilă a energiei latente de deformare, care se poate dovedi determinantă în stadiile precoce ale formării fisurilor, chiar dacă energia respectivă nu implică propagarea macroscopică a lor. De altfel, energia în discuție are influență determinantă asupra disponibilității de capacitate portantă a componentelor materiale propriuzise. Dacă, în zona susceptibilă la fisurare, valoarea energiei existente pentru „dislocarea" materialului o depășește pe cea care poate fi absorbită de același material, atunci, în urma manifestării energiei respective, poate surveni amorsarea de fisuri, propagarea de fisuri sau amorsarea și propagarea de fisuri [107].

Eliminarea tensiunilor reziduale

Dacă se are în vedere mecanismul procesului de eliminare a tensiunilor reziduale, atunci se pot menționa următoarele modalități principale de diminuare a intensității cîmpurilor de TR și DFR datorite sudării [32; 151].

1. Restrîngerea și atenuarea volumului deformațiilor remanente plastice așa-zise de contracție, realizabile prin: a) micșorarea deformațiilor plastice respective (de contracție) la încălzire și reducerea volumului metalului care participă la deformarea plastică în procesul încălzirii, ceea ce presupune așa-numita reglare a acțiunii termice corespunzătoare; la rîndul său, aceasta se poate materializa prin: preîncălzire, reducere a numărului de cusături sudate, limitare a dimensiunilor sudurilor, limitare a energiei liniare de sudare, răcire artificială etc.; rezultate similare se mai pot obține pe cale mecanică, bunăoară prin aplicarea, în procesul sudării, a unor eforturi de întindere; b) mărirea și extinderea deformațiilor plastice așa-zise de întindere (lungire, relaxare) în stadiul răcirii sau la ceea ce se numește corectarea ulterioară, mai ales dacă, în fazele încălzirii, au apărut deformații plastice de contracție avînd o anumită și determinantă valoare; la rîndul lor, în stadiile de postsudare, acestea se pot materializa prin: acțiuni mecanice de tip forjare (ciocănire, îndreptare, roluire, întindere, încovoiere etc.), fixare trainică și rigidă în dispozitive corespunzătoare, tratamente termice adecvate (revenire înaltă, recoacere de detensionare etc.) ș.a.

2. Compensarea deformațiilor, care apar în procesul sudării, prin: crearea în sistem a unor deformații prealabile inverse; dispunerea simetrică a sudurilor; succesiunea rațională a operațiilor de preasamblare și sudare; corectarea termică folosind încălzirea locală etc.

În activitatea industrială, cea mai largă răspîndire a căpătat-o revenirea înaltă a elementelor și structurilor sudate *, al cărui avantaj principal este acela că eliminarea TR se materializează în întreaga masă a sistemului dat (elemente, structuri etc.), indiferent de complexitatea și configurația sa constructivă. În caz de necesitate, gradul eliminării TR prin revenire înaltă poate atinge 85...90% față de nivelul de referință. De altfel, în mod practic, revenirea înaltă constituie unica modalitate care permite ca, odată cu TR de speța I, să fie eliminate, de asemenea, ecruisarea, TR de speța II și TR de speța III. Legitățile relaxării TR, în circumstanțele revenirii înalte a structurilor sudate, se expun pe larg în lucrările [92; 151 etc.]. Din păcate, mijloacele materiale care trebuie să participe la efectuarea tratamentelor de revenire înaltă sînt considerabile și costi-

* Literatura modernă de specialitate menționează — ca fiind principale — următoarele tipuri de distrugere: distrugerea *tenace* (viscoasă, plastică), distrugerea *brutală* (casantă, fragilă, netenace), distrugerea prin *oboseală* (oligociclică, termooboseală, policiclică) și distrugerea *prin coroziune fisurantă*.

* Ca volum de implementări în practică, revenirea înaltă a structurilor sudate depășește considerabil celelalte modalități — luate împreună — de acțiune împotriva TR și DFR [151].

sitoare, ceea ce constituie un dezavantaj tehnico-economic adeseori major.

Considerînd ipoteza materialului cu consolidare liniară și valorificînd teoria micilor deformații elastoplastice, Tkacev [148] a publicat o teorie a eliminării TR la recipientele presurizate la interior, pe care — experimental — a verificat-o (TR fiind determinate prin metoda electrocoroziunii) și confirmat-o în condițiile așa-numitei calibrări a recipientelor respective.

Utilizînd metoda modernă a modelării numerice, Wahi și Maxwell [152] au studiat influența tratamentului termic postsudare, cu și fără aplicare de vibrații, asupra nivelului de TR ce apar la sudarea cap la cap în mai multe straturi a țevilor. Calculele efectuate au avut în vedere țevile presurizate la interior, cu diametrul exterior de 102 mm (4 in), cu sudură cap la cap în șapte straturi, la o amplitudine a vibrației longitudinale de 100 MPa și o frecvență de 0,25 Hz. S-a constatat, astfel, că aplicarea de vibrații — în diferite alternative, dar numai pentru stratul 7 — este de perspectivă din punctul de vedere al eliminării TR, impunîndu-se cercetări în continuare.

Bibliografie

[44] Fukuoka, H. În: Dzaire kahaku, J. Mater. Sci. Soc. Jap., 1982, **19**, *3*, 144—150.

[45] Gleny, E., Taylor, T. A. În: J. Inst. Metals, 1960, *7*.

[46] Glinka, G. În: Probl. procinosti, 1978, *5 (107)*, 51—54.

[47] Glocker, R. În: Materialprüfung mit Röntgenstrahlen. Berlin, Springer-Verlag, 1936, 2. Aufl., 304 — 305; 1949, 3 Aufl., Tafell 55; 1958, 4. Aufl., 346 — 347 și 1971, 5. Aufl., 407.

[48] Gore. k, S. S. *Rekristallizația i elektronnoopticeskii analiz.* Ii oskva, Metallurghia, 1970.

[49] Götz, M. În: Schweissen und Schneiden, 1970, **22**, *8*, 325—327.F

[50] Green, R. E., Jr. În: Ultrasonic Materials Characterization. Proc. 1st Int. Symp., Gaithersburg, Md, June 7—9, 1978. U.S. Dep. Commer. Nat. Bur. Stand. Spec. Publ., 1980, *596*, 173—177.

[51] Grigorianț, A. G., Evstifeev, A. V. În: Ostatocinie napriajenia i procinosti svarnih soedinenii i konstrukții, Moskva, Mașinostroenie, Tr. MVTU, 1969, *133*, 142—154.

[52] Gunnert, R. *Residual welding stresses.* Stockholm, 1955.

[53] Halla, F. *Kristallchemie und Kristallphysik metallischer Werkstokffe.* Leipzig, J.A. Barth-Verlag, 1957, 333.

[54] Harrison, J. D. În: Residual Stresses and their Effect, Abington, 1981, 9—16.

[55] Hauk, V. În: Arch. Eisenhüttenwes., 1955, **26**, *5*, 275—278; Eigenspannungen, Oberursel, 1980, 21—39 și Residual Stress and Stress Relaxat. Proc. 28 Sagamore Army Mater. Res. Conf., Lake Placid, N.Y., 13—17 July, 1981, New York-London, 1982, 117—138.

[56] Hayre, H. S. În: Instrum. Aerospace Ind. Vol. 25; Adv. Test Meas. Vol. 16. Proc. 25th Int. Instrum. Symp., Anaheim, Calif., 1979. Part *2*, Pittsburgh, Pa, 1979, 407—412.

[57] Hepworth, J. K. În: Numer. Meth. Non-Linear Probl. Proc. Int. Conf., Swansea, 1980, **1**, Swansea, 1980, 51—60.

[58] Heyn, E., Bauer, O. În: Internat. Z. für Metallkde, 1911, *1*, 16 și Festschrift der Kaiser-Wilhelm Ges., Berlin, Verlag J. Springer, 1921, 121—131.

[59] Hodgkinson, J. M., Williams, J. G. În: Plast. und Rubber Process. and Appl., 1983, **3**, *1*, 37—42.

[60] Houdremont, E., Scholl, H. În: Z. Metallkde, 1959, **50**, 503—511.

[61] Howe, P. W. În: Aeronautical Quart., 1962, *13*.

[62] Ignatikov, D. A. În: Probl. procinosti, 1979, *10*, 23—25.

[63] Inoue, T. În: Dzaire kahaku, J. Mater. Sci. Soc. Jap., 1982, **19**, *3*, 131—137.

[64] Ivanov, G. A. În: Zav. Laboratoria, 1978, *7*, 879—880.

[65] Ivanov, S. I. ș.a. În: Probl. procinosti, 1976, *5(83)*, 25—27 și 1983, *12(174)*, 22—23, respectiv Vestnik mașinostr., 1980, *5*, 37—39.

[66] James, M. R. În: Residual Stress and Stress Relaxat. Proc. 28 Sagamore Army Mater. Res. Conf., Lake Placid, N. Y., 13—17 July, 1981, New York-London, 1982, 297—314.

[67] James, M., Cohen, J. B. În: J. Test. and Eval., 1978, **6**, *2*, 91—97.

[68] Jelemensky, J. În: Wiss. Z. Techn. Hochsch. O. Guericke Magdeburg, 1976, **20**, *3*, 345—348.

[69] Johnson, G. C. În: Trans. ASME. J. Appl. Mech., 1981, **48**, *4*, 791—795.

[70] Johnson, W. În: J. Inst. Metals, 1955—1956, **84**, *7*, 165—180.

[71] Jurkov, S. N., Narzullaev, B. N. În: JTF, 1953, XXIII, *10*, 1677—1689.

[72] Kabiri, M. În: Exp. Mech., 1984, **24**, *3*, 252—256.

[73] Kloos, K. H. În: Z. Werkstofftechn., 1979, **10**, *9*, 293—302 și Eigenspannungen, Oberursel, 1980, 1—21.

[74] Kochendörfer, A. În: Reine und angew. Metallkde. Bd. 7., Berlin, Springer-Verlag, 1941, 197 și Z. VDI, 1952, **94**, *10*, 267—273.

[75] Kostron, H. În: Die Messtechnik, 1934, *2*, 10—14.

[76] Kröner, E. *Kontinuumstheorie der Verselzungen und Eigenspannungen.* Berlin, Springer-Verlag, 1958.

[77] Lecloux, R. În: Rtv. frnz. mec., 1965, *13*, 15—81.

[78] Lu J. ș. a. În Mém. et étud. sci. Rev. mét., 1985, **82**, *2*, 69—81.

[79] Macherauch, E. ș. a. În: Z. für Metallkde, 1960, **51**, *9*, 514—522; Metall, 1962, **16**, 419—424; Härterei-Techn. Mitt., 1973, **28**, *3*, 201—211; Materialprüfung, 1978, **20**, *1*, 28—33; Metall (W. -Berlin), 1980, **34**, *12*, 1087—1094; Eigenspannungen, Oberursel, 1980, 41—65.

[80] Mackenzie, A. C., Moakler, M. În: Sec. Int. Conf. Pressure Vessel Technology. Part *II* — Materials, fabrication and inspection. San Antonio-Texas, Oct. 1—4, 1973, New York, ASME, 1973, 1167—1178.

[81] Maeder, G. În: Bull. techn. Bur. Veritas, 1984, **66**, *11*, 656—674.

[82] Masing, G. În: Z. Techn. Phys., 1925, **6**, 569—573 și Lehrbuch der allgemeinen Metallkunde. Berlin, Springer-Verlag, 1950, 416—417.

[83] Masubuchi, K. *Analysis of welded structures: residual stresses, distorsion, and their consequences.* Oxford e.a., Pergamon Press, 1980 și în: Residual Stress and Stress Relaxat. Proc. 28 Sagamore Army Mater. Res. Conf., Lake Placid, N. Y., 13—17 July, 1981, New York-London, 1982, 49—59.

[84] Mateescu, D., Dimoiu, I. În: St. Cerc. Mec. Apl., 1977, **36**, *1*, 41—50.

[85] Mathar, J. În: Arch. Eisenhüttenwesen, 1933, *7*, 277—281.

[86] Misra, A., Peterson, H. A. În: Exp. Mech., 1981, **21**, *7*, 268—272.

[87] Mojarovski, N. S. În: Zav. Laboratoria, 1963, *6*; Izv. vuzov SSSR. Ser. Maș., 1963, *8* și Teplovie napriajenia v elementah konstrukții, Kiev, Nauk. dumka, 1967, **7**, 84—92.

[88] Morton, K. S. *Osnovi fiziki metallov.* Moskva, Metallurghia, 1959 (I) și 1960 (II).

[89] Muster W. J. În : Tech. Rdsch., 1983, **75**, *13*, 32—33.
[90] Nair, R. ş.a. În : Int. J. Mach. Tool Des. and Res., 1982, **22**, *4*, 309—319.
[91] Nawwar, A. M., Shewchuk, J. În : CANCAM '77. Proc. 6th Can. Congr. Appl. Mech., Vancouver, 1977, Vol. 1, Vancouver, s.a., 281—282.
[92] Nikolaev, V. V., Vinokurov, V. A. În : Ostatocinie napriajenia i procinost svarnih soedineni i konstrukţii, Moskva, Maşinostroenie, Tr. MVTU, 1969, *133*, 129—141.
[93] Noritada, K. În : Trans. Japan Mech. Engrs., 1961, *6*.
[94] Novikov, V. I. ş.a. În : Him. i neft. maşinostroenie, 1979, *9*, 22.
[95] Noyan, I. C., Cohen, J. B. În : Residual Stress and Stress Relaxat. Proc. 28 Sagamore Army Mater. Res. Conf., Lake Placid, N.Y., 13—17 July, 1981, New York-London, 1982, 1—17.
[96] Okazaki, K. ş.a. În : Mater. Sci. and Eng., 1978, **33**, *2*, 253—266.
[97] Osadciuk, V. A. În : Avtomat. svarka, 1983, *2*, 11—13.
[98] Ovseenko, A. N. În : Zav. Laboratoria, 1976, **42**, *12*, 1505—1508 şi 1979, **45**, *11*, 1047—1050.
[99] Pavel, A. În : Mine, Petrol şi Gaze, 1984, **35**, *4* şi *6*, 183—196 şi 287—300, respectiv 1985, 36, *6*, 306—314 ; *Elemente de inginerie mecanică (pentru petrochimie)*. Bucureşti, Ed. Didactică şi Pedagogică, 1981.
[100] Peiter, A. *Eigenspannungen 1.* Art. Düsseldorf, Triltsch-Verlag, 1966 şi în : Maschinenmarkt, 1983, **89**, *42*, 933—936.
[101] Petuşkov, V. G. ş.a. În : Probl. procinosti, 1978, *10(112)*, 107—110.
[102] Phillips, C. E., Heywood, R. B. În: Proc. J. Mech. E., 1951, **165**, 113.
[103] Pimştein, P. G. ş.a. În : Sb. nauci, tr. Vses. n.-i. i konstrukt. inst. him. maşinostr., 1977, **76**, 62—67.
[104] Pintschovius, L. ş.a. În : Residual Stress and Stress Relaxat. Proc. 28 Sagamore Army Mater. Res. Conf., Lake Placid, N.Y., 13—17 July, 1981, New York-London, 1982, 467—482.
[105] Pliaţko, G. B. ş.a. În : Avtomat. svarka, 1972, *9*, 36—38.
[106] Podstrigaci, I. S. ş.a. În : Probl. procinosti, 1975, 7(73), 8—13.
[107] Podzei, A. V. ş.a. *Tehnologhiceskie ostatocinie napriajenia*. Moskva, Maşinostroenie, 1973.
[108] Potak, I. M. *Hrupkie razruşenia stali i stalnih detalei*. Moskva, Oboronghiz, 1955.
[109] Potter, J. M., Millard, R. A. În : Adv. X-Ray Anal. Vol. 20. Proc. 25th Annu. Conf., Denver, 1976, New York-London, 1977, 309—319.
[110] Pozdeev, A. A. ş.a. *Ostatocinie naprijenia : teoria i prilojenia*, Moskva, Nauka, 1982.
[111] Procter, E. În : Residual Stresses and their Effect, Abington, 1981, 34—40.
[112] Pu S. L., Hussain, M. A. În : Trans. ASME. J. Pressure Vessel Technol., 1981, **103**, *4*, 302—306.
[113] Rao K. N. ş.a. În : Forsch. im Ingenieurwesen, 1970, **36**, *6*, 192—200.
[114] Reimer, L. În : Theorie des Ferromagnetismus und der Magnetisierungskurve. Berlin, Springer-Verlag, 1956, 145.
[115] Rovinski, B. M. În : JTF, 1948, *10*, 1273—1281.
[116] Ruge, J., Schimmöller, H. În : DVS-Berichte, Düsseldorf, Deutscher Verlag für Schweisstechnik GmbH, 1971, **22**, 67—71 şi Schweissen und Schneiden, 1972, **24**, *10*, 391—394.
[117] Rutman, A. M. În : Zav. Laboratoria, 1981, **47**, *9*, 73—75.
[118] Ruud, C. O. În : NDT Int., 1982, **15**, *1*, 15—23.
[119] Rybicki, E. F. ş.a. În : Trans. ASME. J. Pressure Vessels Technol., 1978, **100**, *3*, 256—262 şi 1980, **102**, *3*, 318—331.
[120] Sachs, G. În : Z. Metallkde, 1927, **9**, *9*, 352—359; Handbuch der Metallphysik, 1937, III, 1, 178—179; Iron Age, 1941, 18, 63 şi Trans. AIMME, 1942, 147, 348—360.
[121] Sagalevici, V. M. *Metodi ustranenia svarocinih deformaţii i napriajenii*. Moskva, Maşinostroenie, 1974.
[122] Sakurai, M. T., Imadzaki, M., În: Kikai-to-kaike, 1957, **9**, *12*, 1403—1410.
[123] Sandifer, J. P., Bowie, Q.E. În : Exp. Mech., 1978, **18**, *5*, 173—179.
[124] Sautter, W., Gruhl, W. În : Grundlagen Metall, 1964, **18**, *3*, 30—35.
[125] Scaramangas, A., Goff, R.F.D.P. În : Joints Struct. Steelwork. Proc. Int. Conf., Cleveland, 1981, London-Plymouth, 1981, 4/99—118.
[126] Schajer, G. S. În : Trans. ASME. J. Eng. Mater. and Technol., 1981, **103**, *2*, 157—163.
[127] Schimmöller, H. În : Materialprüfung, 1972, 14, *4*, 115—122 ; Z. Werkstofftechik, 1972, **3**, *6*, 301—306 şi Werkstofftechnik/J. Mater. Techol., 1973, **4**, *6*, 315—322.
[128] Schmidt, W. În : VDI-Z, 1977, **119**, *21*, 1038—1042.
[129] Schott, G., Morgenthal, L. În : Wiss. Beitr. Ingenieurhochsch. Zwickau, 1982, **8**, Sonderh. 3 Kolloq. Eingenspannung. und Oberflächenverfestig., 34—39.
[130] Serensen, S. V., Kotov, P. I. În : Zav. Laboratoria, 1958, *9*.
[131] Schack, W. J. În : Residual Stress and Stress Relaxat. Proc. 28 Sagamore Army Mater. Res. Conf., Lake Placid., N. Y., 13—17 July, 1981, New York-London, 1982, 93—115.
[132] Shepers, A., Peiter, A. În : Stahl und Eisen, 1959, *79*, 337—349.
[133] Sima, D. P. În : Petrol şi Gaze. 1969, **20**, *6*, 440—449.
[134] Sines, A., Carlson, R. În : ASTM Bull., 1952, **180**, 35—37.
[135] Sokolov, I. A., Uralski, V. I. *Ostatocinie napriajenia i kacestvo metallokonstrukţii*. Moskva, Metallurghia, 1981.
[136] Soltész, U. În : Glastechn. Ber., 1981, **54**, *2*, 12—17.
[137] Stäblein, F. În : Kruppsche Monatsh., 1931, *12*, 10—13.
[138] Stahlkopf, K. ş.a. În : Resid. Stress. Weld. Constr. and Eff. Int. Conf., London, 1977, Vol. 1, Abington, 1978, 321—335.
[139] Sturm, R. G. ş.a. În : Sec. Int. Conf. Pressure Vessel Technol. Part. *II* — Materials, fabrication and inspection, San Antonio-Texas, Oct. 1—4, 1973, New York, ASME, 1973, 1179—1194.
[140] Şurakov, S. S. În : JTF, 1952, XXIV, *3*, 527—536 şi Metallovedenie, Moskva, Sudpromghiz, 1957, 100—126.
[141] Taira, S. În : Proc. 1971 Int. Conf. Mech. Beh. Mater. Soc. Mater. Sci., Japan, 1972, Spec. Vol., 111—128.
[142] Takei, N. ş.a. În : Scr. met., 1977, **11**, 7, 619—621.
[143] Takemoto, M. În : Dzaire kahaku, J. Mater. Sci. Soc. Jap., 1982, **19**, *3*, 156—163.
[144] Talipov, G. B. *Svarocinie deformaţii i napriajenii*. Leningrad, Maşinostroenie, 1973.
[145] Throop, J. F. În : J. Test. and Eval., 1983, **11**, *1*, 75—87.
[146] Tietz, H.—D. În : Sitzungsber. Akad. Wiss. DDR. Math.-Naturwiss.-Techn., 1977, *6N*, 5—29 şi Neue Hütte, 1980, **25**, *10*, 371—377.
[147] Tirosh, J., Ladelski, A. În : Eng. Fract. Mech., 1980, **13**, *3*, 453—461.
[148] Tkacev, I. V. În : Tr. Voronej. technol. inst., 1972, **19**, *1*, 27—35.
[149] Ţukerman, V. I., Belkin, M. I. În : Zav. Laboratoria, 1976, **42**, *5*, 604—606.
[150] Vannes, A. ş.a. În : Sémin. contraint. intern., Voreppe, 16—17 nov., 1978, S. 1., s.a., 1—12.

[151] Vinokurov, V. A. *Svarocinîe deformații i napriajenia. Metodi ih ustranenia.* Moskva, Mașinostroenie, 1968.
[152] Wahi, K. K., Maxwell, D. E. În : Trans. 5th Int. Conf. Struct. Mech. Reactor Technol., Berlin, 1979, Vol. L, Amsterdam e.a., 1979, L 13.3/1—8.
[153] Wassiljew, W. M. În : Wiss. Beitr. Ingenieurhochsch. Zwickau, 1982, **8**, Sonderh. : 3 Kolloq. Eigenspannung und Oberflächenverfestig., 166—172.
[154] Weickert, C. A. ș.a. În : J. Pipelines, 1984, **4**, *4*, 267—277.
[155] Wohlfahrt, H. In : Härterei-Techn. Mitt., 1973, **28**, *Nov.*, 288—293.
[156] Wolfstieg, U., Macherauch, E. În : Chem.-Ing.-Techn., 1973, 45, *11*, 760—770.
[157] Zubcenko, A. S. ș.a. În : Him. i neft. mașinostroenie, 1971, *2*, 24—25.
[158] * * * — *Symposium on Internal Stresses in Metals and Alloys.* London, Institute of Metals, 1948.
[159] * * * *Spravocinik mașinostroitelia.* Tom 3 (red. Serensen S.V.). Moskva, Mașghiz, 1956.
[160] * * * *Ostatocinîe napriajenia.* Sb. statei pod red. V.R. Osguda. Moskva, IL, 1957.
[161] * * * *Residual stresses in welded construction and their effects.* Int. Conf., London, 15—17 Nov., 1977, Vol. 1. Papers. Abington, Weld. Inst., 1978.
[162] * * * Zerstörungsfreie Untersuchung von Eigenspannungen mit Hilfe eines Eindringkörpers. În : Ind. und Masch. Rept int., 1980, *5A*, 243—245.

Revista MINE, PETROL și GAZE este editată de Oficiul de informare documentară pentru industria minieră, București, Calea Victoriei 220, sector I, cod 71104, C.P. 22—146, telefon 59.29.75.
Tiparul: Întreprinderea poligrafică „Informația" str. Brezoianu nr. 23—25, c. 2411
Prețul: 13 lei/exemplar
Grafica : A. Socaciu

Intreprinderea de utilaj minier Petrosani

I.U.M. PETROSANI, str. Republicii 1, cod 2675, tel. 42820

PRODUCE:

UTILAJE DE SUSTINERE MECANIZATA A ABATAJELOR DE CARBUNE:

- pentru strate groase: tip SMA-1 şi SMA-2;
- pentru strate subţiri: tip SMA-PH-1 şi SMA-PH-2;

UTILAJE DE TAIERE MECANIZATA A CARBUNELUI IN ABATAJE:

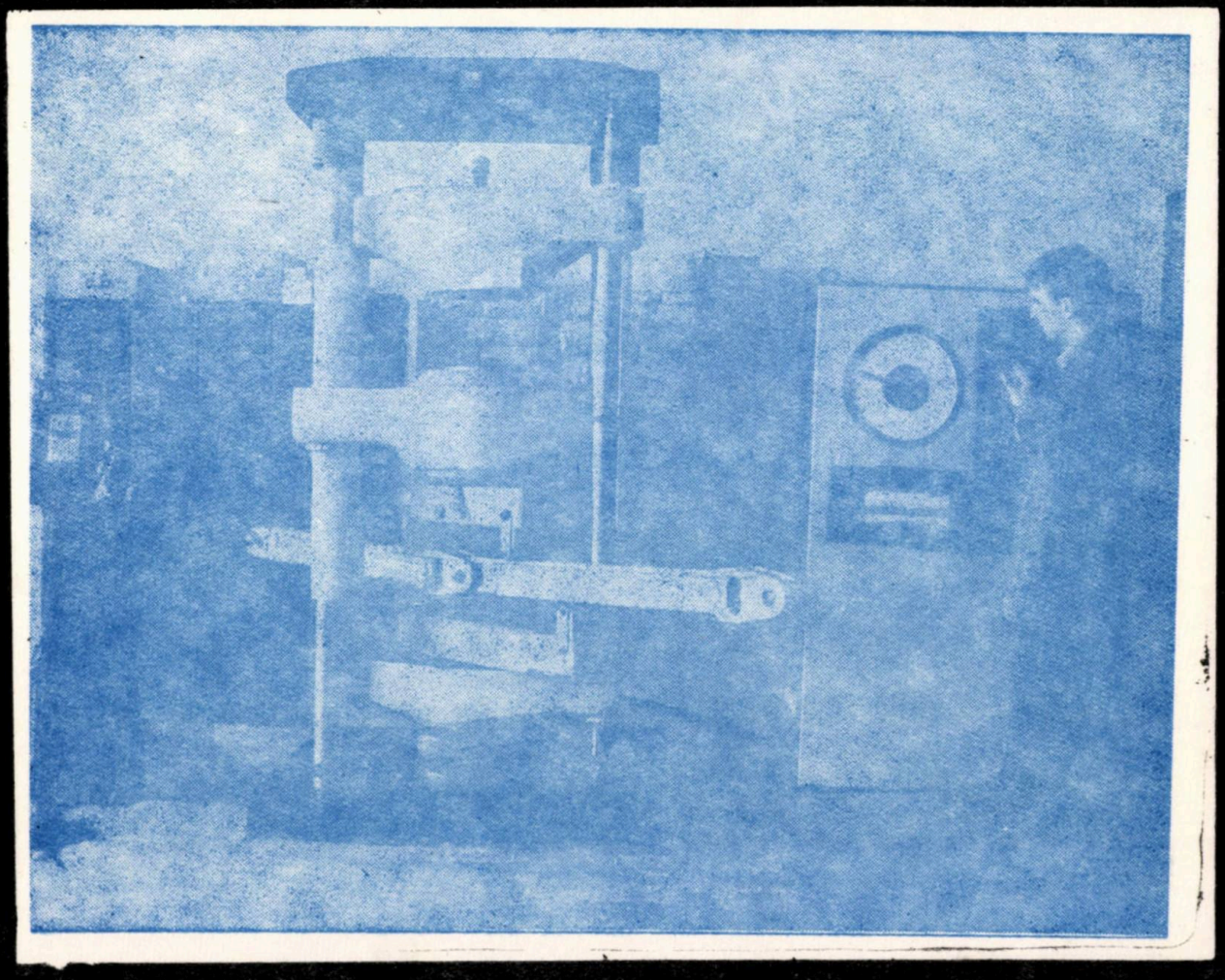
- combina pentru tăiere în lignit tip CA-1;
- combina cu atac frontal tip CA-2;

FOREZA ELECTROHIDRAULICA TIP MHF-45;

UTILAJE DE TRANSPORT PE VERTICALA;

ECHIPAMENT HIDRAULIC MINIER DE COMANDA;

ECHIPAMENT ANTIGRIZUTOS DE COMANDA ELECTRICA.



OKT 28

DEVA

EFECTUEAZĂ LUCRĂRI DE CERCETARE ŞI PROIECTARE ÎN URMĂTOARELE DOMENII:

- extracţia şi prepararea minereurilor feroase, neferoase şi auro-argentifere;
- mecanizarea şi automatizarea operaţiilor miniere (subteran şi la suprafaţă) şi în uzinele de preparare;
- proiectarea, construirea prototipurilor şi experimentarea de utilaje şi aparate noi, instalaţii de automatizare etc. pentru unităţi miniere şi de preparare;
- valorificarea elementelor utile conţinute în resurse secundare: sterile de haldă, iazuri de decantare, zguri metalurgice, ape de mină şi de la instalaţii industriale.

Institutul de cercetări, inginerie tehnologică şi de proiectare a lucrărilor de construcţii şi instalaţii pentru minereuri

DEVA

Str. 23 August nr. 37 A
Jud. Hunedoara
cod 2700

ICITPLCIM

OFERĂ BENEFICIARILOR DIN ŢARĂ ŞI STRĂINĂTATE:

- tehnologii de exploatare a zăcămintelor de substanţe minerale utile feroase, neferoase şi auro-argentifere;
- cercetări în fază laborator, pilot şi semiindustrială pentru prepararea minereurilor feroase, neferoase, auro-argentifere şi resurse secundare prin tehnologii moderne, inclusiv neconvenţionale;
- documentaţii de execuţie pentru instalaţii de preparare a minereurilor la obiective noi sau pentru modernizarea fluxurilor tehnologice la instalaţiile existente;
- analize chimice, spectrale, raţionale şi analize fizice speciale;
- determinarea caracteristicilor fizico-mecanice ale rocilor şi solurilor;
- studii şi lucrări geotehnice, de geodezie-cartografie, amplasarea obiectivelor miniere la suprafaţă şi în subteran;
- studii şi lucrări speciale de excavare cu explozivi, inclusiv determinarea influenţei lucrărilor cu explozivi asupra rocilor înconjurătoare şi a construcţiilor;
- stabilirea condiţiilor pentru fundaţii la construcţii de diverse tipuri;
- determinarea stabilităţii depozitelor de produse miniere, roci, materiale de construcţii etc.;
- ridicări topografice şi întocmiri de planuri şi hărţi de lucru;
- studii economice, marketing, studii de fezabilitate în ansamblu pe obiective mari sau separat, pe secţiuni de fabricaţie;
- proiecte pentru instalaţii de transport cu benzi funiculare, linii ferate înguste cu tracţiune electrică sau diesel etc.;
- studii de cercetare şi documentaţii de execuţie pentru epurarea apelor reziduale, inclusiv recirculitarea acestora în procesele tehnologice;
- studii şi proiecte de optimizare a producţiei şi conducerea automată a proceselor asistată de calculator;
- construcţia prototipurilor şi a modelelor, inclusiv serie mică (unicat) pentru aparate şi utilaje miniere şi de preparare noi;
- asistenţă tehnică prin specialişti cu experienţă în exploatarea minereurilor, preparare, construcţii miniere în subteran şi la suprafaţă, geologie inginerească, topografie etc.;
- traduceri din limbile franceză, rusă, engleză, cehă şi italiană.

E 1445

MINE PETROL GAZE

BUCUREȘTI — ROMÂNIA ◆ Vol. 38, octombrie 1987 10

CSNB

THE CENTRAL FOR SALT AND NON-METALLIC MINERALS - BUCHAREST

CENTRALA SARII SI NEMETALIFERELOR
BUCURESTI - ROMANIA, CALEA VICTORIEI 220, SECTOR 1

produce and offer to their customers:

EXTRAFINE SALT

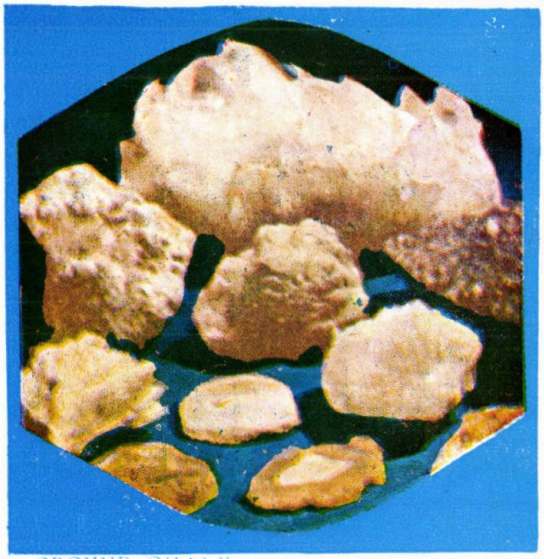
1. Quality:
   NaCl - min. 98,5%
   Cl_2Ca - max. 0,1%
   SO_4Ca - max. 1,2%
   water insoluble substances - max. 0,06%
   humidity - max. 0,15%
   granulation - 0,1-0,5 mm
2. Use: edible ingredient, the pharmaceutical and foodstuff industry
3. Packing: 40-50 kg paper or polyethylene bags or small 1 kg polyethylene bags contained in paper or polyethylene bags

FINE SALT

1. Quality:
   NaCl - min. 99%
   Cl_2Ca - max. 0,15%
   SO_4Ca - max. 0,4%
   water insoluble substance - max. 0,3%
   humidity - max. 0,15%
   granulation - 0,1-1,0 mm
2. Use: edible ingredient, the foodstuff industry
3. Packing: 50-40 kg paper or polyethylene bags or small 1 kg bags contained in paper or polyethylene bags

INDUSTRIAL SALT

1. Quality:
   NaCl - min. 98%
   Cl_2Ca - max. 0,35%
   Cl_2Mg - max. 0,10%
   SO_4Ca - max. 0,90%
   water insoluble substances - max. 1,2%
   humidity - max. 1%
   Granulation: 1. 0-2 mm
   2. 0-4 mm
   3. 0-10 mm
   4. 0-15 mm
2. Use: edible ingredient, the foodstuff industry, the chemical industry, the woodworking industry, the light industry
3. Delivery: in bulk



GROUND CHALK

1. Quality:
   $CaCO_3$ - min. 93%
   SiO_2 - max. 6% (plus insoluble substances)
   Fe_2O_3 - max. 0,7%
   Mn - max. 0,02%
   pH aqueous suspension - 8 (informative)
   humidity - max. 0,5% (at loading)
   granulation - max. 0,5% residue on the Ø 0,056 mm sieve
2. Use: the ceramics industry, animal husbandry
3. Packing: four-ply paper bags of approx. 50 kg ±, 5% tolerance

QUARTZ MASS

1. Quality:
   SiO_2 - min. 98%
   Fe_2O_3 - max. 0,6%
   $Na_2O + K_2O$ - max. 0,3%
   Al_2O - max. 1%
   MgO - max. 0,2%
   CaO - max. 0,4%

   Heating stability at 1450°C: 5 minutes
   Following granule classes are separately supplied:
   0...0063 mm
   0...0,5 mm
   0,5...1,0 mm
   1...2 mm
   2...4 mm
2. Use: induction furnace lining
3. Packing: paper bags contained in polyethylene bags

MINE, PETROL ŞI GAZE

ORGAN AL MINISTERULUI MINELOR ŞI AL MINISTERULUI PETROLULUI

ANUL XXXVIII

Nr. 10 1987

CUPRINS

* * * **Ziua petrolistului** 445

Leţu, N., Marica, E., Semen, C. **Rezultatul cercetărilor teoretice şi experimentale asupra mecanismului de umflare a vetrelor în lucrările miniere orizontale** . . . 447

Gâf-Deac, I. **Elemente de protejare a presiunii miniere în subteran** 455

Miclea, A., Vargha, M., Şchiopu, D. **Reducerea duratei de realizare a investiţiilor la puţul cu schip Valea de Brazi prin tehnologia de translatare a turnului definitiv de extracţie** 459

Trif, C., Izvoran, I. **Instalaţie pentru recuperarea energiei termice la compresoare şi transformarea ei în energie electrică** 463

Tocan, I. **Regimul de lucru al sondelor în erupţie naturală, în cazul considerării sistemului de ansamblu, alcătuit din trei componente : strat productiv-sondă de extracţie-conductă de amestec** 469

Pavel, A. **Calculul regimului de strîngere cu hidrotensoare a şuruburilor şi prezoanelor (I)** 476

Pârcălăbescu, I.D., Nistor, I. **Asupra prezenţei materiei organice în argila verde de Breaza** 487

COLEGIUL DE REDACŢIE

Preşedinte : ing. **Vasile-Gheorghe Scripăţ-Florescu** ; *vicepreşedinţi :* dr. ing. **Gheorghe Aldea** şi ing. **Traian Cojocaru** ; *membri :* ing. **Teodor Boru,** ing. **Gheorghe Boteanu,** ing. **Alexandru Butac,** ing. **Minea Ene,** prof. dr. ing. **Dumitru Fodor,** dr. ing. **Iancu Geangălă,** ing. **Gheorghe Giuclea,** ing. **Ion Deac-Gâf,** dr. ing. **Mircea Guran,** ing. **Ion Mărăscu,** ing. **Ion Mitrea,** dr. ing. **Florea Neagu,** ing. **Nicolae Pantilie,** ing. **Mircea Refec,** ing. **Aurel Sandu,** dipl. univ. **Elena Vrânceanu,** *redactor.*

REZUMATE

* * * *Ziua petrolistului*

C.Z. 622.22 : 622.834

Leţu, N., Marica, E., Semen, C. *Rezultatul cercetărilor teoretice şi experimentale asupra mecanismului de umflare a vetrelor în lucrările miniere orizontale*

Ţinînd seama de complexitatea proceselor care se petrec în rocile de pe conturul lucrărilor miniere, autorii îşi propun să elucideze două probleme de bază : mecanismul de deformare a vetrelor şi măsuri tehnice care să asigure stabilitatea lor. Din analiza modului de deformare a vetrei lucrărilor de pregătire, executate în stratul 5, rezultă că acest fenomen este determinat de : natura rocilor şi caracteristicile lor fizico-mecanice ; influenţa apelor de infiltraţie ; metoda de exploatare utilizată şi sensul avansării ; durata de serviciu a lucrărilor miniere şi distanţa faţă de linia abatajului.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 10, 1987

C.Z. 622.831 : 622.28

Gâf-Deac, I. *Elemente de protejare a presiunii miniere în subteran*

Autorul analizează aspectele mai importante din mecanismul declanşării, manifestării şi, în ultimă instanţă, al protejării presiunii miniere în subteran, ca rezultat al observaţiilor comparative în unele mine din ţara noastră şi din străinătate.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 10, 1987

C.Z. 622.673

Miclea, A., Vargha, M., Şchiopu, D. *Reducerea duratei de realizare a investiţiilor la puţul cu schip Valea de Brazi prin tehnologia de translatare a turnului definitiv de extracţie*

Autorii prezintă un proiect de translatare a turnului de la Valea de Brazi cu toate amenajările necesare, inclusiv echipamentele, pe baza documentării din literatura de specialitate. Este pentru prima dată în ţara noastră cînd se aplică această tehnologie.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 10, 1987

C.Z. 622.51 : 620.9

Trif, C., Izvoran, I. *Instalaţie pentru recuperarea energiei termice la compresoare şi transformarea ei în energie electrică*

Materialul se referă la o instalaţie pentru recuperarea energiei termice la compresoare şi transformarea ei în energie electrică la care recuperarea se realizează atît pe prima, cît şi pe a doua treaptă a compresorului.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 10, 1987

C.Z. 622.276.51

Tocan, I. *Regimul de lucru al sondelor în erupţie naturală, în cazul considerării sistemului de ansamblu, alcătuit din trei componente: strat productiv-sondă de extracţie-conductă de amestec*

În lucrare sînt prezentate elementele de principiu, metodologia de calcul şi exemple numerice pentru stabilirea parametrilor regimului de lucru al unei sonde eruptive, în funcţionare de regim. Procedeele expuse sînt concepute pe baza principiului funcţionării combinate, interdependente a celor trei componente care alcătuiesc sistemul de ansamblu (strat productiv-sondă de extracţie-conductă de amestec racordată la separator), fie incluzînd efectul unei duze de suprafaţă pentru reglarea funcţionării, fie fără duză de suprafaţă.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 10, 1987

C.Z. 621.882 : 622.692.43

Pavel, A. *Calculul regimului de strîngere cu hidrotensoare a şuruburilor şi prezoanelor (I)*

Se expun conceptele fundamentale şi se interpretează diagrama forţă-deformaţie, precizîndu-se constantele de rigiditate. Cazul şuruburilor (prezoanelor) solicitate static, în condiţii de exploatare, se rezolvă prin metoda sovietică consacrată.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 10, 1987

C.Z. 622.361.1

Pârcălăbescu, I. D., Nistor, I. *Asupra prezenţei materiei organice în argila verde de Breaza*

Investigarea roentgenostructurală şi chimico-spectrală de emisie, în baza metodologiei preconizate în lucrare, pune în evidenţă prezenţa unor reţele organometalice, care atestă prezenţa materiei organice în argila verde de Breaza.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 10, 1987

CONTENTS

C.Z. 622.22 : 622.834

Leţu, N., Marica, E., Semen, C. *Results of the theoretical and experimental research regarding the floor lifting in flat mining workings*

Taking into account the complexity of the processes taking place in the rocks surrounding the mining workings, the authors make an attempt at solving two basic problems : the mechanism of floor lifting and the technical actions to ensure floor stability. By investigating the floor deformation in the development workings carried out in Seam 5 it appears that this phenomenon is determined by the nature of the rocks and their physico-mechanical characteristics, the influence of the infiltration waters, the mining method applied and the direction of the advance ; the service life of the mining workings and the distance to the face line.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 10, 1987

C.Z. 622.831 : 622.28

Gâf-Deac, I. *Elements of underground pressure utilization*

The author investigates the most important aspects regarding the occurence, effects, and lastly, the utilization of the underground pressure as a result of the comparative observations in mines of our country and from abroad.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 10, 1987

C.Z. 622.673

Miclea, A., Vargha, M., Schiopu, D. *Cutting down the implementation time at the Valea cu Brazi skip shaft installation by means of the translation technology of the final hoisting tower*

The authors present a project for the translation of the Valea cu Brazi hoisting tower, with all the necessary facilities, including the equipment and based upon documentation from the related technical literature. This is the first application of this technology in our country.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 10, 1987

C.Z. 621.51 : 620.90

Trif, C., Izvoran, I. *Device for the recovery of thermal energy from compressors and its turning into electrical energy*

The paper refers to a device for the recovery of thermal energy from compressors and its turning into electrical energy. The recovery takes place both on the first, as well as on the second compressor stage.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 10, 1987

C.Z. 622.276.51

Tocan, I. *Natural flow well drive, considering the overall system consisting of : producing bed-producing well-mixture pipeline*

The paper presents the principle, the calculation methodology and numerical examples regarding the setting of the parameters of the flowing well drive. The presented procedures are devised on the basis of the combined interdependent operation principle of the three components making the overall system (producing bed-producing well-mixture pipeline connected to the separator), either including a surface nose for the operation control, or without a surface nose.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 10, 1987

C.Z. 621.882 : 622.692.43

Pavel, A. *Calculation of the hydrotensor pressing regime for bolts and studs*

The basic concepts are presented and the force-deformation diagram is interpreted, indicating the rigidity constants. The case of the statically loaded bolts and studs, in operation conditions, is solved by means of a Soviet method.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 10, 1987

C.Z. 622.361.1

Pârcălăbescu, I. D., Nistor, I. *On the presence of organic matter in the green clay of Breaza*

The roentgeno-structural and the chemico-spectral emission investigation based upon the methodology presented in the paper indicates the presence of organo-metallic lattices, attesting the occurence of the organic matter in the green clay of Breaza.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 10, 1987

СОДЕРЖАНИЕ

C.Z. 622.22: 622.834

Лецу, Н., Марика, Э., Семен, К. *Результат теоретических и опытных исследований о пучении почв горизонтальных выработок*

Имея в виду сложность проходящихся процессов приконтурных горных пород, авторы преследуют целью выяснить два основных вопроса: механизм деформации почв и технические мероприятия для стабильности выработок. Из анализа вида деформации почвы подготовительных горных выработок, осуществляемых в пласте 5, следует, что это явление обусловлено природой пород и их физикомеханическими характеристиками; влиянием фильтрационных вод; методом разработки и направлением проходки; сроком работы горных выработок и расстоянием до линии фронта.

Ключевые слова: результат, исследование, пучение, почва, выработка, причина.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 10, 1987

C.Z. 622.831: 622.28

Гыф-Деак, И. *Элементы „охраны" подземного горного давления*

Автор анализирует более важные виды механизма появления, проявления и потом „охраны" горного давления, результатом сравнительных наблюдений в некоторых шахтах нашей страны и зарубежности.

Ключевые слова: охрана, горное давление, исследование, результат.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 10, 1987

C.Z. 622.673

Микля, А., Варгха, М., Шкепу, Д. *Сокращение срока реализации капиталовложений на скиповом стволе Валя де Бразь технологией транслации готового копёра*

Авторы представляют проект транслации копера на стволе Валя де Бразь со всеми сооружениями и оборудованием на основе изучения литературы. Впервые в нашей стране когда применяется такая технология.

Ключевые слова: ствол, копёр, технология, транслация.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 10, 1987

C.Z. 621.51 : 620.9

Триф, К., Изворан, И. *Установка для рекуперации термоэнергии от компрессоров и её преобразование в электроэнергии*

Статья представляет установку для рекуперации термоэнергии от компресоров и её преобразования в электроэнергии, как на первой так и на второй ступне компрессора.

Ключевые слова: установка, рекуперация, термоэнергия, электроэнергия, преобразование.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 10, 1987

C.Z. 622.276.51

Токан, И. *Режим работы скважин в фонтанном выбросе в случае общей системы в составе трёх компонентов: продуктивного пласта-скважины-провода смеси*

Представлены принципиальные элементы, методика расчёта и числовые примеры для установления параметров режима работы извержённой скважины, в работе режима. Эти способы осуществлены на основе принципа смешанной работы, взаимосвязанных трёх компонентов (продуктивного пласта-скважины-провода смеси, установленного на сепараторе) или используя поверхностное сопло для урегулирования работы, или без поверхностного сопла.

Ключевые слова: режим работы, скважина, фонтанный выброс, продуктивный пласт, провод, методика, расчёт, параметры.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 10, 1987

C.Z. 621.882 : 622.692.43

Павел, А. *Расчёт режима свинчивания гидротенсорами винтов и шпилек (I)*

Представлены основные концепты и диаграмма сила-деформация, уточняя постоянные жёсткости. Случай винтов и шпилек по статической нагрузке, в условиях эксплуатации, разрешается советским методом.

Ключевые слова: расчёт, режим, свинчивание, винт, шпилька, жёсткость, советский метод.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 10, 1987

C.Z. 622.361.1

Пыркэлэбеску, И. Д., Нистор, И. *О прусутствии органического вещества в зелёной глине Бряза*

Рёнтгеноструктурное и эмиссионно-химико-спектральное исследование выявляет присутствие органометаллических сетей, которые продемонстрируют присутствие органического вещества в зелёной глине Бряза.

Ключевые слова: органическое вещество, глина Бряза, рентгеноспектральное исследование.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 10, 1987

SOMMAIRE

C.Z. 622.22 : 622.834

Leţu, N., Marica, E., Semen, C. *Le résultat des recherches théoriques et experimentaux sur le mécanisme du gonflement du mur dans les travaux miniers*

Tenant compte de la complexité des processus qui ont lieu dans les roches du contour des travaux miniers, les auteurs se proposent d'élucider deux problèmes fondamentaux : le mécanisme de déformation des murs et les mesures techniques qui peuvent assurer leur stabilité. De l'analyse du mode de déformation du mur des travaux de développement, executés dans la couche no. 5, résulte que ce phénomène est déterminé par : la nature des roches et les caractéristiques physique chimiques de celles-ci, l'influence des eaux d'infiltration ; la méthode d'exploitation utilisée et la direction d'avance ; la durée de service des travaux miniers et la distance par rapport à la ligne de la taille.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 10, 1987

C.Z. 622.831 : 622.28

Gâf-Deac, I. *Eléments de protéction de la pression minière dans le souterrain*

L'auteur analyse les aspects plus importants du mécanisme du déclanchement, manifestation, et, finalement, de la protection de la pression minière dans le souterrain, comme résultat des observations comparatives de certaines mines de notre pays et de l'étranger.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 10, 1987

C.Z. 622.673

Miclea, A., Vargha, M., Şchiopu, D. *La réduction de la durée de réalisation des investissements au puit à skip Valea de Brazi par la technologie de translation du chevalement définitif d'extraction*

Les auteurs présentent un projet de translation du chevalement de Valea de Brazi avec tous les aménagements nécessaires, y compris les equipements en base de la documentation de la littérature de spécialité. Il est pour la première fois dans notre pays qu'on applique cette technologie.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 10, 1987

C.Z. 621.51 : 620.9

Trif, C., Izvoran, I. *Installation pour la récupération de l'énergie thérmique des compresseurs et sa transformation dans énergie électrique*

Le matériel se réfère à une installation pour la récupération de l'énergie thérmique des compresseurs et sa transformation dans énergie éléctrique, dont la récupération se réalise sur le première et aussi sur le seconde étage du compresseur.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 10, 1987

C.Z. 622.276.51

Tocan, I. *Le régime de travail des puits en éruption naturelle, dans le cas de la considération du système d'ensemble formé par trois componentes : couche productive-puits d'extraction-conduite de mélange*

On présente les éléments de principe, la méthodologie de calcul et des exemples numériques pour l'établissement des paramètres du régime de travail d'un puits érruptif, en fonctionnement de régime. Les procedées exposés sont élaborés en base du principe de fonctionnement combiné, interdépendente des trois components qui forment le système d'ensemble (couche productive-puits d'extraction-conduite de mélange raccordée au séparateur) soit incluent l'effet d'un pointeau du Christmas pour le réglage du fonctionnement, soit sans ce pointeau.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 10, 1987

C.Z. 621.882 : 622.692.43

Pavel, A. *Le calcul du régime de serrage des boulons et des goujons avec des hydrotenseurs (I)*

On expose les conceptes fondamentaux et on interprète le diagramme force-déformation, en précisant les constantes de rigidité. Le cas des boulons des goujons solicités statiquement, dans des conditions d'exploitation, se résoude par la méthode sovietique consacrée.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 10, 1987

C.Z. 622.361.1

Pârcălăbescu, I. D., Nistor, I. *Sur la présence de la matière organique dans l'argile verte de Breaza*

L'investigation roentgeno-structurale et chimiques-spéctrale d'émission, en base de la méthodologie préconisée dans l'ouvrage, met en évidence la présence des réseaux organométalliques, qui prouvent la présence des matériaux organiques dans l'argile verte de Breaza.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 10, 1987

INHALT

C.Z. 622.22 : 622.834

Leţu, N., Marica, E., Semen, C. *Ergebnisse der theoretischen und experimentellen Untersuchungen betreffend das Mechanismus der Liegendschwellung in flachen Grubenbauen*

In Anbetracht der Komplexität der Prozesse welche in den die Grubenbaue umgehenden Gesteinen stattfinden, versuchen die Verfasser zwei Grundprobleme zu lösen : das Mechanismus der Liegendschwellung und technische Massnahmen für die Gewährleistung deren Stabilität. Aus der Untersuchung der Verformungsweise des Liegenden bei den Vorrichtungsarbeiten, welche im Flöz 5 durchgeführt wurden, geht es hervor dass dieses Ereignis durch die Art der Gesteine und durch ihre physikalisch-mechanische Charakteristiken, durch den Einfluss des Infiltrationswassers, die Abbaumethode und die Richtung der Auffahrung, die Standzeit der Grubenbaue und den Abstand zum Streblinie bestimmt werden.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 10, 1987

C.Z. 622.831 :622.28

Gâf-Deac, I. *Elemente der Gebirgsdrucknutzung im Untertage*

Der Verfasser überprüft die wichtigsten Aspekte des Eintretens, der Wirkung, und letztes Ende, der Nutzung des Gebirgsdruckes im Untertage, als Ergebnis der vergleichenden Beobachtungen in einigen Gruben, in unserem Lande und im Ausland.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 10, 1987

C.Z. 622.673

Miclea, A., Vargha, M., Şchiopu, D. *Die Verkürzung der Bauzeit bei Kübelschachtanlage Valea de Brazi mittels der Verschiebungstechnologie des endgültigen Förderturms*

Die Verfasser stellen einen Verschiebungsprojekt des Turmes der Schachtanlage Valea de Brazi, zusammen mit sämtlichen notwendigen Arbeiten, einschliesslich die Ausrüstung, auf Grund der Dokumentierung mit Hilfe der Fachliteratur, vor. Das ist die erstmalige Anwendung dieser Technologie in unserem Lande.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 10, 1987

C.Z. 621.51 : 620.94

Trif, C., Izvoran, I. *Anlage für die Rückgewinnung der thermischen Energie der Verdichter und ihre Umsetzung auf elektrischer Energie*

Der Artikel betrifft eine Anlage für die Rückgewinnung der thermischen Energie der Verdichter und die Umsetzung auf elektrischer Energie, wobei die Rückgewinnung sowohl auf der ersten, als auch auf der zweiten Verdichterstufe erfolgt.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 10, 1987

C.Z. 622.276.51

Tocan, I. *Arbeitsweise der Bohrungen in natürlichen Ausbruch, unter Betrachtung eines Systems bestehend aus drei Komponenten : produktive Schicht—fördernde Bohrung—Gemischrohrleitung*

In dem Artikel werden die grundsätzliche Elemente, die Rechnungsmethodologie und numerische Beispiele für die Festlegung der Parameter der Arbeitsweise einer eruptierenden Bohrung vorgestellt. Die Verfahren wurden auf Grund des Prinzips der kombinierten, zusammenhängenden Funktionierung der drei Elemente (produktive Schicht—fördernde Bohrung—dem Abscheider angeschlossenen Gemischrohrleitung), welche das System bilden, entweder durch die Wirkung einer Oberflächendüse für die Funktionsregelung, oder ohne Oberflächendüse, konzepiert.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 10, 1987

C.Z. 621.882 : 622.692.43

Pavel, A. *Die Berechnung des Anziehens von Schrauben und Prisonstiften mit Hydrotensoren (I)*

Vorgestellt werden die Grundbegriffe und die Kraft-Dehnungskurve wird interpretiert, wobei die Steifigkeitszahlen angegeben werden. Der Fall der statisch belasteten Schrauben und Prisonstiften, in Betriebsbedingungen, wird mit Hilfe der sowjetischen bewährten Methode gelöst.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 10, 1987

C.Z. 622.361.1

Pârcălăbescu, I. D., Nistor, I. *Über die Anwesenheit des organischen Stoffes in dem grünen Ton von Breaza*

Die röntgeno-strukturelle und die chemisch-spektrale Emissionsuntersuchungen, auf Grund der im Artikel vorgestellten Methodologie weisst die Anwesenheit einiger organisch-metallischen Gitter, als Bestätigung der Anwesenheit des organischen Stoffes in dem grünen Ton von Breaza, auf.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 10, 1987

Revista MINE, PETROL şi GAZE este editată de Oficiul de informare documentară pentru industria minieră.
Bucureşti, Calea Victoriei 220, sector I, cod. 71104, C.P. 22—146, telefon 59.29.75
Tiparul : Întreprinderea poligrafică „Informaţia", str. Brezoianu nr. 23—25, Bucureşti, c. 1531
Preţul : 13 lei/exemplar
Grafica : A. Socaciu

ZIUA PETROLISTULUI

Sărbătorirea în acest an a **Zilei petrolistului** *are loc în climatul de puternic avînt revoluționar în care muncesc, cu devotament și eroism, petroliștii pentru dezvoltarea bazei de materii prime, materiale și de energie, în vederea asigurării din resurse proprii a necesarului economiei, pe baza programului de cercetare geologică pentru creșterea rezervelor de țiței și gaze naturale prin aplicarea pe scară largă a metodelor de exploatare de mare productivitate — sarcini stabilite prin Directivele Congresului al XIII-lea al Partidului Comunist Român.*

Industria petrolieră a cunoscut o continuă dezvoltare în anii construcției socialiste și cu deosebire în cei 22 de ani care au trecut de la Congresul al IX-lea al partidului, epoca cea mai bogată în împliniri din întreaga istorie a țării, epoca pe care cu îndreptățită mîndrie o numim **Epoca Nicolae Ceaușescu**.

Ca rezultat al politicii partidului de dezvoltare a bazei de materii prime și energetice, acest sector a beneficiat de importante investiții : pe această bază s-au pus în valoare noi zăcăminte, s-au creat noi schele de foraj și de producție petrolieră în diferite zone ale țării, dotate cu instalații moderne, de înalt randament, fabricate de industria noastră constructoare de mașini.

În perioada 1986—1990 nivelul extracției la țiței se bazează pe intensificarea forajului la mare adîncime și pe platforma maritimă, precum și pe creșterea factorului final de recuperare a rezervelor existente în zăcăminte, de la 33% cît reprezintă în prezent la circa 40% în anul 1990.

Se aplică pe scară largă și cu eficiență sporită metodele tehnologice moderne de extracție a țițeiului din zăcăminte, domeniu în care s-a stabilit un program special de activitate, a cărui îndeplinire este urmărită cu cea mai mare răspundere.

Așa cum arăta tovarășul **Nicolae Ceaușescu** *la Congresul al III-lea al oamenilor muncii, în domeniul geologic și extractiv, cercetarea științifică, dezvoltarea tehnologică și promovarea progresului tehnic sînt puternic implementate în toate sectoarele de activitate, potrivit unor programe concrete, destinate să determine identificarea de noi tehnologii, în măsură să permită valorificarea rezervelor de perspectivă. Toate aceste programe s-au întocmit și se înfăptuiesc sub directa îndrumare și conducere a Consiliului Național pentru Știință și Tehnologie sub conducerea nemijlocită a tovarășei academician doctor inginer* **Elena Ceaușescu**, *eminent om politic și savant de largă recunoaștere.*

O atenție deosebită se acordă pregătirii și perfecționării profesionale a personalului. Anual numărul absolvenților de școli profesionale și licee industriale din rețeaua de învățămînt a Ministerului Petrolului care sînt repartizați și încadrați în producție este în continuă creștere. Astfel, în acest an au absolvit școala profesională și liceul industrial peste 7 500 elevi, din care,

peste 3 000 în meseria de sondor. În paralel, o atenție deosebită se acordă acțiunii de policalificare a muncitorilor și de calificare a acestora în cea de-a doua meserie, acțiune care va cuprinde în acest an peste 4 000 de persoane.

Perfecționarea pregătirii profesionale a întregului personal muncitor din industria extractivă de petrol și gaze este în atenția deosebită a tuturor factorilor responsabili din toate unitățile Ministerului Petrolului, avînd în vedere că în perioada actualului cincinal fiecare om al muncii din schelele de foraj, de producție petrolieră și de gaze naturale, precum și din celelalte unități subordonate urmează să participe la o formă de perfecționare la un interval de 2—3 ani. În cadrul acestei acțiuni, o atenție cu totul deosebită se acordă sondorilor, care, în acest an, în totalitatea lor, au fost cuprinși într-un program special de perfecționare la nivelul tuturor brigăzilor de foraj, de producție petrolieră și de gaze naturale.

Un obiectiv de seamă al activității colectivelor din industria petrolieră, în cincinalul 1986—1990, îl constituie dezvoltarea cooperării economice internaționale. În domeniul petrolului și al gazelor sînt contractate lucrări în 25 de țări din Europa, Asia, Africa și America de Sud, iar rezultatele și prestigiul de care se bucură țara noastră și președintele ei, tovarășul **Nicolae Ceaușescu**, *obligă la o mai intensă fructificare a potențialului tehnico-științific, la o participare mai activă pe piețele externe pentru sporirea contribuției la cooperarea cu alte state, la asigurarea necesităților țării în ceea ce privește hidrocarburile.*

Ziua petrolistului *reprezintă pentru sutele de mii de petroliști nu numai un prilej de trecere în revistă a rezultatelor obținute, ci și un moment de analiză exigentă, responsabilă a modului în care realizează planul în acest an.*

Muncind cu abnegație și aplicînd în practică prețioasele indicații date de tovarășul **Nicolae Ceaușescu** *cu prilejul vizitelor de lucru în unitățile petroliere, petroliștii au obținut rezultate importante în lupta pentru realizarea planului, a programelor privind forajul și exploatarea sondelor de mare adîncime, creșterea factorului de recuperare a țițeiului din zăcăminte.*

De ziua lor, muncitorii petroliști, alături de întregul nostru popor, sînt mobilizați și hotărîți să acționeze cu fermitate pentru îmbunătățirea continuă a activității și realizarea sarcinilor ce le revin, pentru a întîmpina Conferința Națională a Partidului cu rezultate deosebite în muncă, pentru ridicarea României pe trepte tot mai înalte de progres și civilizație.

Rezultatul cercetărilor teoretice și experimentale asupra mecanismului de umflare a vetrelor în lucrările miniere orizontale

Prof. dr. ing. **N. Leţu,**
șef lucr. dr. ing. **E. Marica,**
șef lucr. dr. ing. **C. Semen**
Institutul de Mine Petroșani

Mult timp deformarea vetrelor a fost apreciată ca un efect secundar al presiunii masivului de rocă, iar studiile consacrate acestei probleme au avut și ele un caracter sporadic. În ultimii ani, executarea lucrărilor de deschidere și pregătire, în zone din ce în ce mai dificile din punct de vedere geomecanic, întîlnite mai frecvent în partea centrală și estică a bazinului carbonifer din Valea Jiului, a fost urmată de intensificarea deformării rocilor înconjurătoare și îndeosebi de activarea procesului de umflare a rocilor din vatră. Consecinţele acestei situaţii au fost resimţite în ritmicitatea producţiei abatajelor, continuitatea transportului, consumurile de materiale și forţă de muncă, cheltuielile de întreţinere, regimul de aeraj etc.

Combaterea umflării vetrelor în lucrările miniere din bazinul Valea Jiului s-a realizat cu metodele cunoscute, și anume planarea lor repetată, asociată la utilizarea susţinerilor circulare de construcţie metalică sau din bolţari. Portanţa susţinerilor menţionate s-a dovedit insuficientă pentru a împiedica fenomenul de umflare, iar după deformarea lor s-a îngreunat acţiunea de reprofilare și rearmare a lucrărilor, întrucît răpirea elementelor deteriorate s-a realizat cu mari dificultăţi. Măsurătorile efectuate au arătat, de asemenea, că și planarea vetrelor nu a contribuit întotdeauna la încetarea procesului de deformare, fiind necesară reluarea acestor operaţiuni la intervale scurte de timp, uneori după 10—15 zile, alteori după 30—50 zile.

Ţinînd seama de complexitatea proceselor care se petrec în rocile de pe conturul lucrărilor miniere, ca și de actualitatea problemei, studiul elaborat și-a propus să elucideze două probleme de bază :

- mecanismul de deformare a vetrelor ;
- măsuri tehnice care să asigure stabilitatea lor.

Referitor la prima problemă, se constată că, în ultimii ani, au fost publicate o serie de studii efectuate atît în laborator, cît și „in situ" în diferite condiţii geo-miniere, dar care dovedesc o identitate de păreri asupra gradului de influenţă a unor factori întîlniţi în subteran. Astfel, de exemplu R. Krishna și B. N. Wittaker [1] menţionează că rocile înconjurătoare din sectorul carbonifer constituite, de obicei, din roci marno-argiloase și gresii cu o compoziţie argiloasă, își reduc rezistenţa în mod substanţial sub influenţa apelor subterane. Sînt menţionate, de asemenea, presiunea masivului, forma și dimensiunile lucrării miniere, ca factori de bază în activarea procesului de extruziune și fracturare a rocilor din vatră (fig. 1).

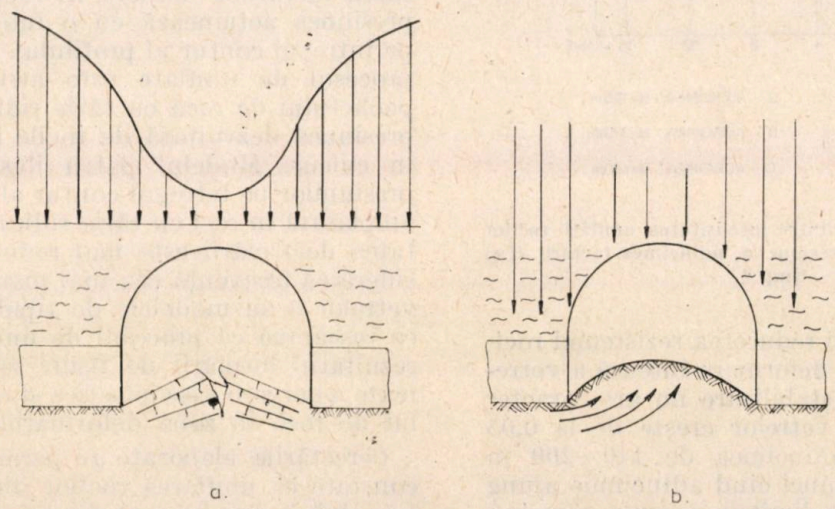


Fig. 1. Influenţa presiunii miniere asupra deformării vetrelor :
a — efectul de fragmentare ; *b* — efectul de extruziune.

La timpul respectiv, prof. S. D. Sonin încadra toţi factorii în două mari grupe :

1 — factori de care depind stările de tensiune din jurul lucrărilor miniere ;

2 — factori care au în vedere componenţa şi rezistenţa rocilor din vatra lucrărilor.

La o reducere treptată a rezistenţei rocilor, intervine un moment cînd limita de rezistenţă devine mai mică decît tensiunile existente în masivul de rocă şi deformarea vetrelor devine inevitabilă.

Cercetările experimentale efectuate de A.V. Smigol şi colaboratorii săi în 37 de lucrări de pregătire situate în afara zonelor de influenţă a abatajelor [2] au permis stabilirea interdependenţei dintre mărimea deformării vetrelor U, durata procesului de deformare t, rezistenţa rocilor σ şi adîncimea H la care se găsesc amplasate lucrările (fig. 2). Cu creşterea adîn-

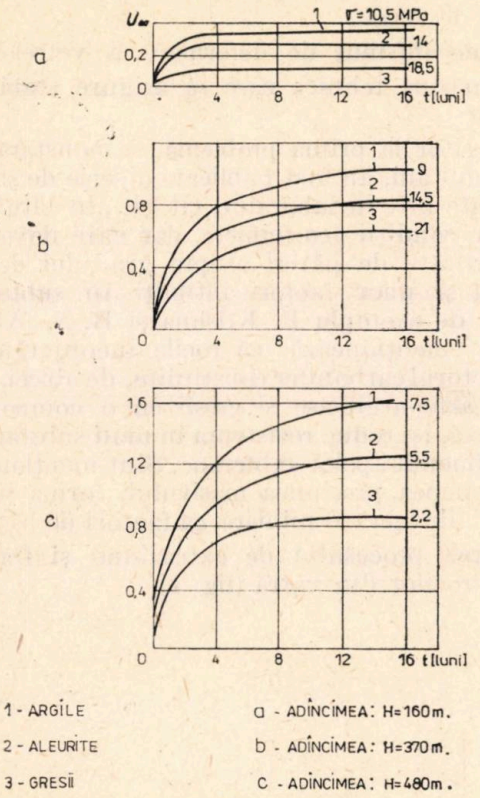


Fig. 2. Interdependenţa dintre intensitatea umflării rocilor U, rezistenţa lor la compresiune σ, adîncimea lucrării H şi timp t.

cimii de exploatare şi reducerea rezistenţei rocilor, creşte timpul de deformare intensă a vetrelor, iar perioada de stabilizare nu are caracter limitativ. Umflarea vetrelor creşte de la 0,05 la 0,45 m pentru adîncimea de 140—200 m pînă la 0,4—2 m, atunci cînd adîncimile ajung la 300—600 m. Între limitele acestor adîncimi se observă o diferenţiere a stabilităţii vetrelor cauzată de prezenţa unor roci cu diferite proprietăţi şi componenţi litologici. Astfel, intensitatea umflării vetrelor constituite din argile este mult mai mare decît a gresiilor, datorită valorii diferite a rezistenţei şi caracteristicilor de deformare pe care le prezintă cele două categorii de roci.

Plecînd de la constatările enumerate, autorii propun ca, pentru intervalul de adîncimi cuprins între 140—600 m, vetrele să fie diferenţiate — după caracteristica lor de umflare — în patru grupe, şi anume : umflare limitată (0,05—0,2 m) ; medie (0,2—0,5 m) ; ridicată (0,5—1,0 m) şi foarte ridicată (>1 m). În intervalul 300—450 m, argilele manifestă caracteristici de deformare foarte pronunţate, iar gresiile, la rîndul lor, devin instabile, implicîndu-se în procesul de umflare a vetrelor. Pentru adîncimile de 450—600 m probabilitatea de umflare a argilelor creşte de 1,5—1,8 ori în comparaţie cu intervalul 300—450 m, în schimb gresiile îşi păstrează aceeaşi caracteristică de deformare.

P. P. Pack [3] analizează patru modele de vetre, diferenţiate între ele după modul de orientare a solicitărilor şi tipul rocilor. Primul model ilustrează situaţia potrivit căreia lucrarea minieră este amplasată într-o formaţie de roci cu tărie redusă, în culcuşul căreia se găsesc roci consistente de tărie ridicată (fig. 3). În acest caz, umflarea se datoreşte pierderii treptate a stabilităţii rocilor din vatra directă, urmată de cutarea lor transversală sub influenţa presiunilor laterale. Al doilea model are în vedere ampla-

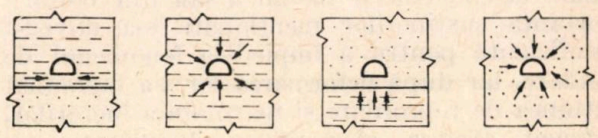


Fig. 3. Modele de umflare a rocilor din vatra lucrărilor miniere.

sarea lucrărilor miniere în roci instabile, cînd presiunea acţionează cu o intensitate ridicată pe întregul contur al profilului. În modelul trei, procesul de umflare este atribuit fracturării pachetului de rocă cu tărie ridicată, care preia presiunea dezvoltată de rocile instabile situate în culcuş. Modelul patru ilustrează acţiunea presiunilor pe întregul contur al lucrării miniere amplasată în roci cu tărie ridicată, cînd intensitatea deformării este mai redusă. Autorii consideră că frecvenţa cea mai mare în deformarea vetrelor o au modelele de tipul II şi III, ceea ce înseamnă că procesul de umflare reprezintă rezultatul formării de fisuri sau acţiunii însumate a curgerii viscoplastice şi creşterii volumului de rocă în zona deformaţiilor neelastice.

Cercetările elaborate au permis autorului să constate că umflarea rocilor din vatra lucrărilor miniere este iniţiată de deformaţiile de tracţiune, valoarea şi direcţia cărora depind de starea iniţială de tensiune a masivului. Pen-

tru $\lambda = 1$(λ — coeficientul împingerii laterale) zona maximă în care acționează deformațiile de tracțiune ε_y depășește de patru ori dimensiunile aceleiași zone, în care rocile suportă deformații de tracțiune, avînd $\lambda = 0{,}33$. Aceasta explică tendința de creștere a intensității procesului de umflare a vetrelor, pe măsura creșterii adîncimii de amplasare a lucrărilor miniere și, în mod corespunzător, creșterea coeficientului împingerii laterale. În consecință, pentru creșterea stabilității vetrelor, este necesar să se acționeze asupra masivului, în vederea reducerii deformațiilor de tracțiune și diminuării zonelor de acțiune ale acestora.

G.G. Litvinskii [4] apreciază că umflarea vetrelor în lucrările de pregătire reprezintă rezultatul sfărîmării și mișcării rocilor, la care se mai adaugă procesul de îmbinare cu apă și înmuierea lor. Investigațiile efectuate au arătat că sfărîmarea rocilor se datorește tensiunilor de compresiune și tracțiune care acționează și la nivelul vetrelor. Prin compararea epurii tensiunilor cu epura rezistenței rocilor, autorul consideră că se pot determina zonele stabile și instabile de pe conturul lucrărilor miniere. Pentru descrierea procesului de sfărîmare a rocilor se propune criteriul :

$$\omega^x = F(\sigma_{ij}) / f(C_k\,;\ \sigma_{ij})$$

$$(ij = \overline{1,3}\,;\quad k = \overline{1,\ n}),$$

unde :

$F(\sigma_{ij})$ este funcția tensorului tensiunii σ_{ij}, care acționează într-un punct oarecare ;

$f(C_k\,;\ \sigma_{ij})$ — funcția rezistenței rocii, care depinde de tensorul tensiunii și parametrul rezistenței C_k.

Cu ajutorul criteriului ω^x se poate analiza starea oricărui sector de pe conturul lucrării. Astfel pentru $|\omega^x| < 1$ sfărîmarea rocii nu poate avea loc ; pentru $\omega^x_- < -1$ roca este sfărîmată datorită tensiunilor de tracțiune, iar pentru $\omega^x_+ > 1$ datorită tensiunilor de compresiune. Modul de sfărîmare a rocilor, datorită tensiunilor menționate, constituie baza de clasificare a stabilității lucrărilor subterane. Condiția de stabilitate este formulată după cum urmează : dacă în procesul de sfărîmare a rocilor valoarea lui ω^x scade, atunci lucrarea minieră va fi stabilă, iar dacă se constată creșterea lui ω^x, stabilitatea lucrării se diminuează.

În baza ipotezei emise, sînt explicate cauza (fig. 4) și mecanismul umflării rocilor din vatra lucrărilor miniere (fig. 5). Dacă stabilitatea lucrării miniere este afectată de acțiunea tensiunilor de tracțiune, iar în vatră se constată apariția fisurilor deschise, atunci umflarea se datorează numai umidității sau prezenței unor roci de tărie redusă (fig. 4 cazurile *1*, *2* și *3* ; fig. 5 cazurile *a*, *b*, *c*).

La deformarea cu intensitate medie se referă cazul *4* din figura 4 și cazul *d* din figura 5, cînd rocile se umflă și se sfărîmă pe măsura pătrunderii apelor în vatră.

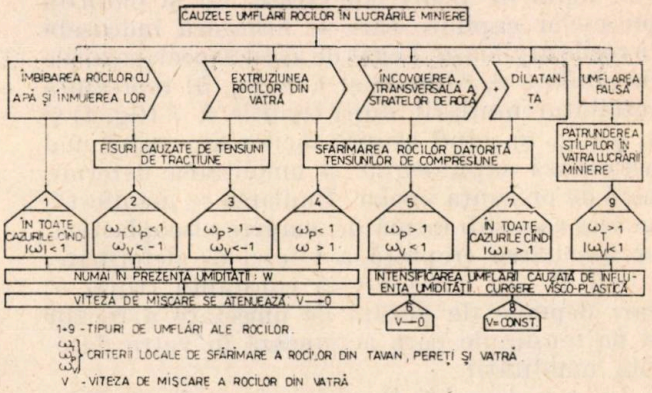


Fig. 4. Factorii de influență asupra umflării rocilor din vatra lucrărilor miniere.

La adîncimi mari și în roci cu tărie redusă, deformarea evoluează după tipurile *5* și *7* (fig. 4) și cazurile *e*, *g* (fig. 5), cînd rocile sînt sfărîmate de efectul solicitărilor la compresiune, care acționează în pereții și vatra lucrării. La

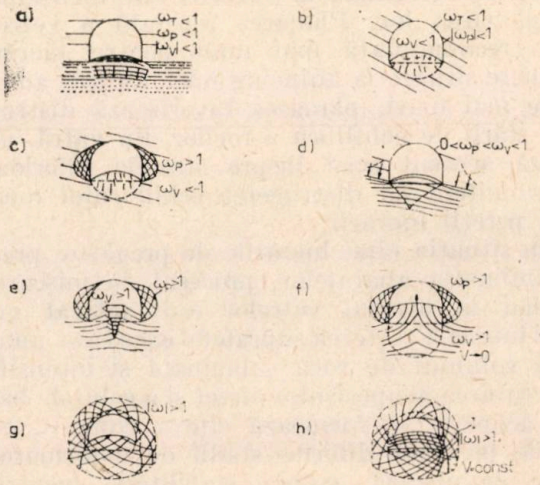


Fig. 5. Mecanismul de umflare a rocilor în vatra lucrărilor miniere.

pereți sfărîmarea este însoțită de tendința rocilor de a se deplasa în interiorul lucrării, fenomen însoțit de creșterea sarcinilor longitudinale asupra vetrelor, care își pierd stabilitatea și — în consecință — se deformează. Acest fenomen este mult favorizat de suprafața plană a vetrelor, rezistența scăzută dintre strate și intercalații, înmuierea rocilor datorită pătrunderii apelor, modificarea direcției și valorii tensiunilor cînd lucrarea începe să preia

și influența presiunilor de reazem. Chiar și pentru mișcări nesemnificative ale pereților lucrărilor miniere, se constată pronunțate mișcări verticale ale rocilor din vatră. Stabilitatea vetrelor este extrem de sensibilă față de acțiunea apelor, care determină, în primul rînd, reducerea rezistenței rocilor. Umiditatea se extinde în profunzimea vetrei atît datorită sistemului de fisuri nou create, cît și datorită proceselor capilare care se formează îndeosebi în rocile argiloase. Legat de acest aspect, cazurile de umflare *6*, *8* (fig. 4) și *f*, *h* (fig. 5) reprezintă rezultatul umflării după tipurile *5*, *7* (fig. 4) și *e*, *g* (fig. 5), cînd asupra rocilor din vatră mai acționează suplimentar și umiditatea determinată de prezența apelor. Umflarea se manifestă, în aces caz, sub formă de curgere viscoplastică, cu atenuarea treptată a vitezei de deformare, (tipul *6*) sau cu o viteză constantă (tipul *8*) care depinde de gradul de umectare a rocilor și de tensiunile care acționează în vetre datorită umidității.

Un caz deosebit îl constituie umflarea falsă a rocilor, cauzată de penetrarea stîlpilor în vatra lucrării, sub influența presiunii miniere. Acest proces — tipul *9* — este analizat separat (fig. 4), nu numai pentru amploarea cu care s-a extins, ci și pentru faptul că multe lucrări pierd sistematic cîte 200—300 mm din înălțimea lor inițială.

În grupa factorilor care influențează intensitatea de deformare a vetrelor, este menționată și planarea lor. Planarea repetată a vetrelor este recomandată mai mult pentru lucrările miniere situate la adîncimi mici. Pentru adîncimile mai mari, planarea favorizează distrugerea stării de echilibru a rocilor din vatră, ușurează accesul apei înspre stratele inferioare, concomitent cu distrugerea echilibrului rocilor din pereții lucrării.

În situația cînd lucrările de pregătire preiau și influența abatajelor, procesul de mișcare a rocilor la nivelul vetrelor este activat mult mai intens. Creșterea suprafeței excavate amplifică volumul de rocă subminată și intensifică fracturarea acoperișului direct și a celui de bază. În acoperiș se formează cîteva zone în care rocile prezintă diferite stadii de deformare și care acționează asupra stabilității lucrărilor de pregătire. În extremitățile abatajelor, unde sînt amplasate lucrările de pregătire, se dezvoltă presiuni de reazem în care se acumulează tensiuni de compresiune. Acestea acționează pe conturul lucrărilor de pregătire, de unde se transmit asupra vetrelor, determinînd umflarea lor (fig. 6). Se apreciază că întregul proces este activat și de efectul de detensionare care se manifestă de-a lungul abatajului după extragerea succesivă a fișiilor de cărbune. Presiunea de reazem din extremitățile abatajului acționează perioade mari de timp și, pe aceste considerente, influența timpului, exprimată prin deformații reologice, poate avea un rol determinant asupra umflării vetrelor. Valoarea absolută a presiunii de reazem și dimensiunile pînă la care se extinde depind de structura rocilor, proprietățile lor fizico-mecanice, adîncimea de exploatare și dimensiunile abatajului.

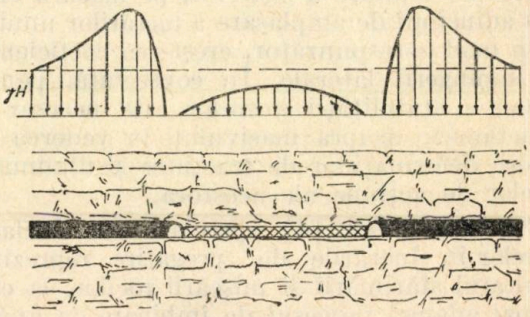


Fig. 6. Acțiunea presiunilor de reazem asupra lucrărilor de pregătire.

H. W. Arauner [5] supune atenției cazul lucrărilor de pregătire protejate cu o fișie de rambleu și un pilier de cărbune. Sub influența presiunii de reazem care acționează asupra pilierului și a culcușului, rocile se deformează cu intensitate maximă în vatra lucrării miniere, unde mișcarea lor — sub formă de extruziune — nu întîmpină nici un fel de rezistență (fig. 7). Un raționament similar este descris și

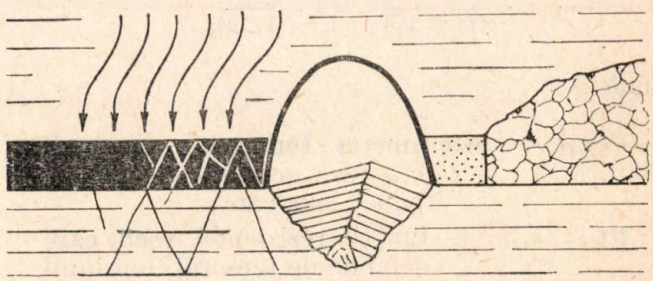


Fig. 7. Efectul presiunilor de reazem asupra umflării rocilor din vatră.

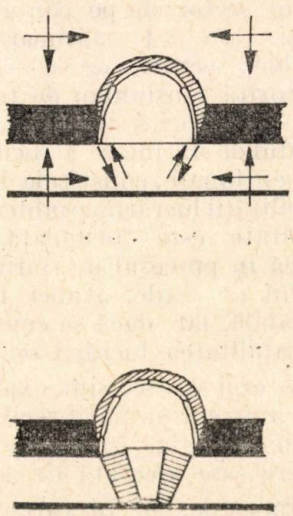


Fig. 8. Redistribuirea presiunii miniere la nivelul vetrelor.

de W. Gotze [6], potrivit căruia redistribuirea presiunii miniere la nivelul vetrelor formează un cîmp de forţe cu orientare orizontală şi ascendentă, capabile să activeze procesul de mişcare şi deformare a rocilor (fig. 8). Modelarea acestor pocese de O. Iacobi şi G. Everling [7] a permis să se constate că fisurarea şi cutarea rocilor din vatră se extind în profunzime, la adîncimi a căror valoare este aproximativ egală cu deschiderea lucrării miniere (fig. 9).

În bazinul carbonifer Valea Jiului, cercetările asupra deformării vetrelor au fost iniţiate din anul 1960.

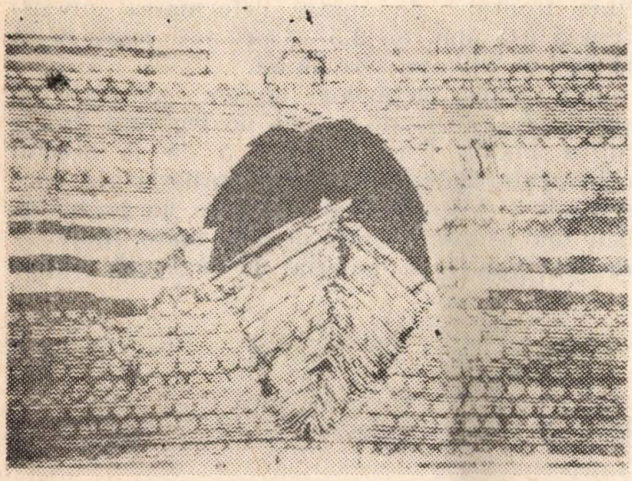
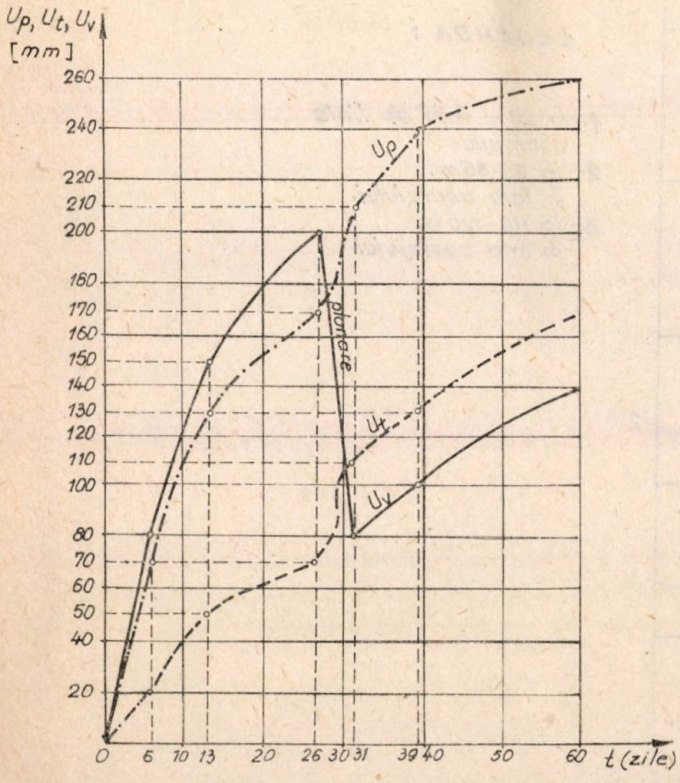
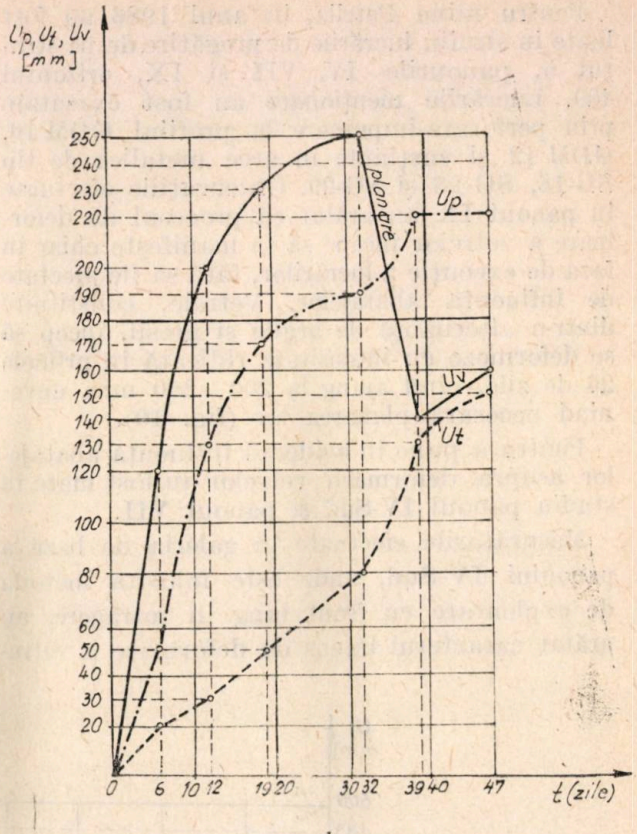


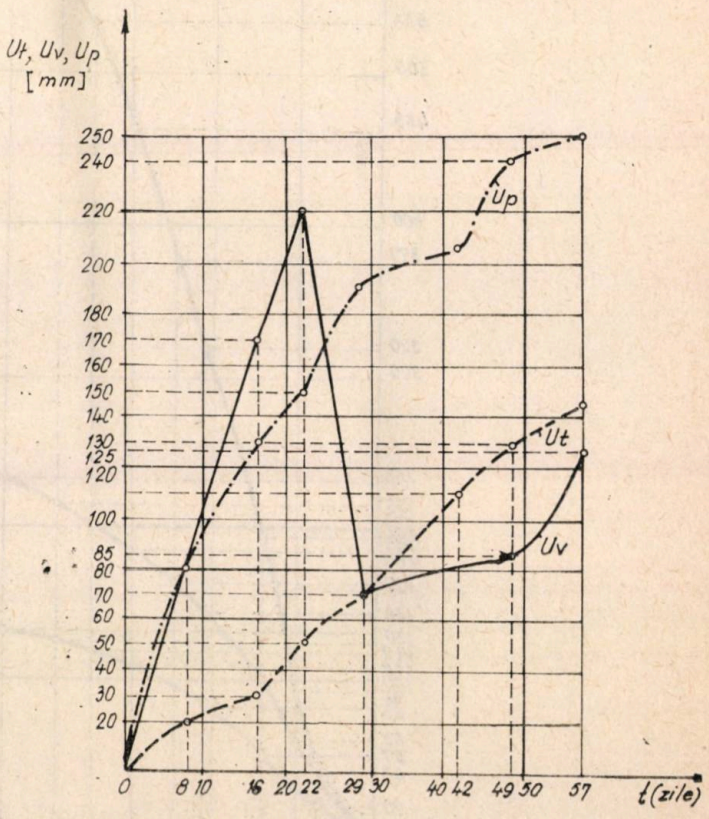
Fig. 9. Extinderea în profunzime a mişcării rocilor din vatră.



a.



b.



c.

Fig. 10. Diagrama deformării lucrărilor miniere la I.M.Livezeni: *a*—susţinere SG-18; *b*— susţinere SG-23; *c* — susţinere SG-29.

Pentru mina Petrila, în anul 1986 au fost luate în studiu lucrările de pregătire de pe stratul 5, panourile IV, VII și IX, orizontul 400. Lucrările menționate au fost executate prin perforare-împușcare la profilul GDM 10, GDM 12 și susținute în arce metalice de tip SG-18, SG-23 și SG-29. Observațiile efectuate în panoul IX au arătat că procesul de deformare a vetrelor începe să se manifeste chiar în faza de execuție a lucrărilor, fără să fie afectate de influența abatajelor. Vetrele, constituite dintr-o alternanță de argile și gresii, încep să se deformeze cu intensitate ridicată în primele 26 de zile, cînd ajung la 200—250 mm, devenind necesară planarea lor (fig. 10).

Pentru a pune în evidență influența abatajelor asupra deformării vetrelor au fost luate în studiu panoul IV-Sud și panoul VII.

Măsurătorile efectuate în galeria de bază a panoului IV-Sud, unde este folosită metoda de exploatare cu front lung în retragere, au arătat caracterul intens de deformare a vetrelor și corelarea acestui proces cu distanța față de linia abatajului. Astfel, într-un interval de 45 de zile vetrele au înregistrat o deformare de 500 mm în tronsonul situat la 15 m de abataj (fig. 11).

În cazul metodelor de exploatare cu front lung în avans și păstrarea lucrărilor de pregătire în spațiul exploatat, caracterul deformării vetrelor este diferit și depinde, în mare măsură, de rezistența rocilor și distanța față de linia abatajului (fig. 12). Rezultă că pentru reducerea rezistenței rocilor de la 500 la 300 daN/cm² deformarea crește de la 675 la 775 mm. Pe linia frontului de abataj deformarea înregistrează 645 mm, de 2,5—3 ori mai mare decît la 50 m în fața abatajului.

Din grupa lucrărilor miniere executate în steril a fost analizată galeria de legătură dintre puțul auxiliar-Est și silozul 5 de la nivelul orizontului 300 (fig. 13), ca și transversala spre stratele 3 și 5 orizontul 400, care au prezentat cele mai avansate stadii de deformare. Astfel — de exemplu — în galeria de legătură dintre

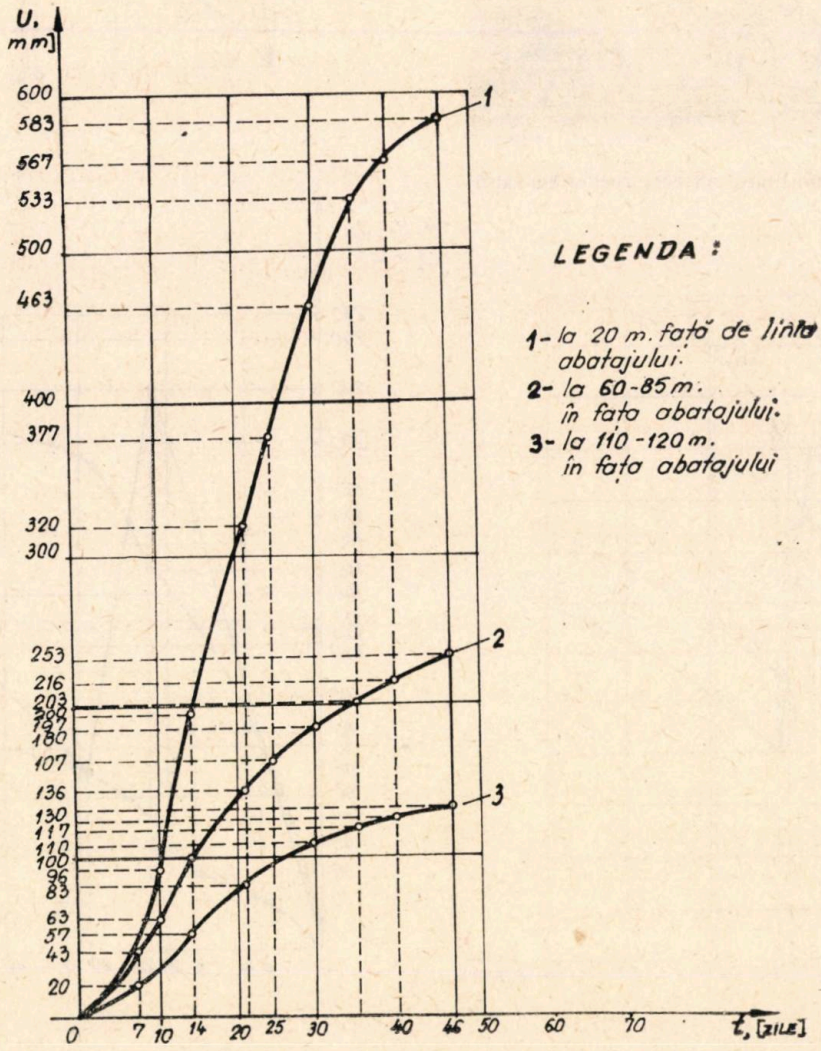


Fig. 11. Diagrama deformării vetrei în funcție de timp și distanța față de linia abatajului la I.M. Livezeni.

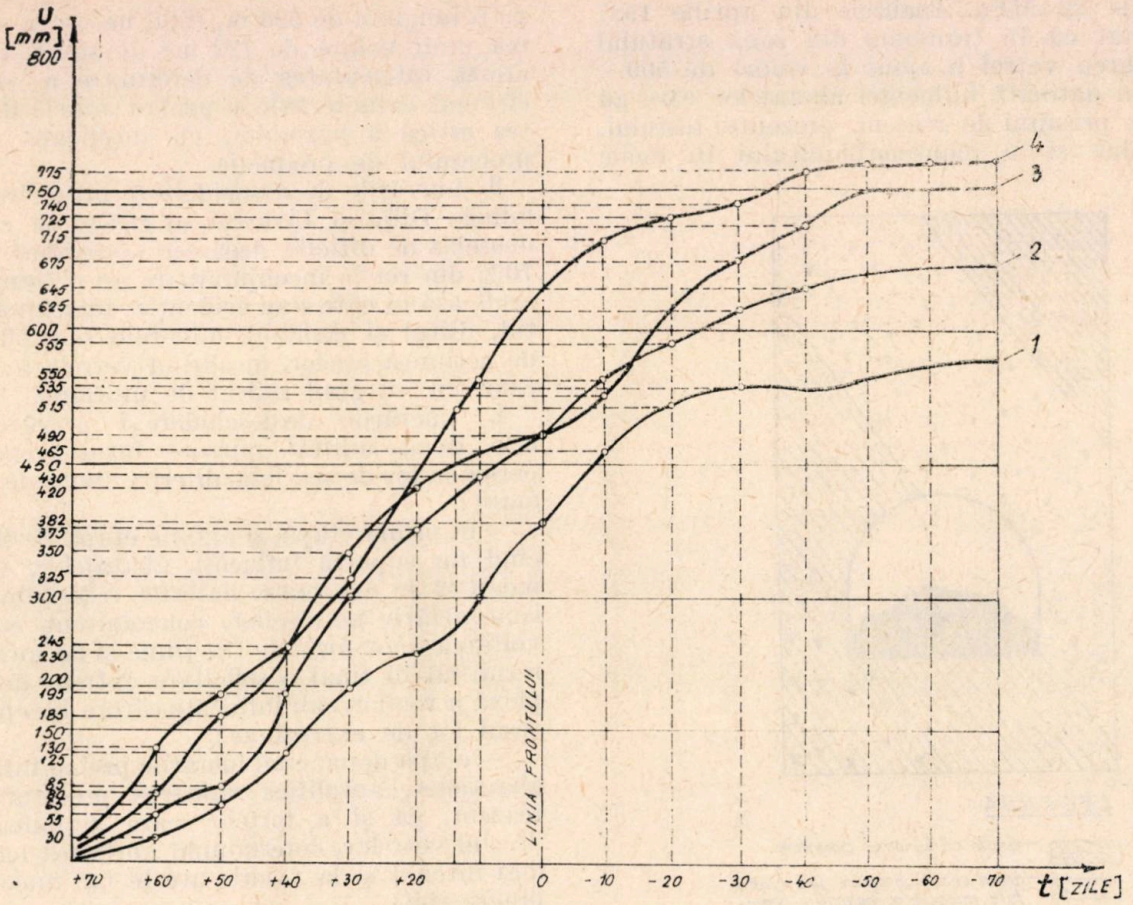


Fig. 12. Diagrama deformării vetrelor în funcţie de distanţa faţă de linia abatajului şi rezistenţa rocilor la I.M. Livezeni.

puţul auxiliar-Est şi silozul 5, umflarea vetrei a înregistrat 1 320 mm, după ce în prealabil galeria a fost rearmată şi s-au executat repetate planări (fig. 14). Operaţiile efectuate au permis constatarea că în afară de acţiunea tensiunilor, tronsoanele egalizate sînt constituite din roci marno-argiloase străbătute de o reţea densă de fisuri şi fracturi, iar influenţa apelor contribuie hotărîtor la deformaţiile vetrelor sub formă de curgere viscoplastică.

Un capitol distinct îl constituie planele înclinate colectoare de pe stratele 3 şi 5, pentru care mecanismul repetatelor deformări de-a lungul anilor va fi analizat într-un studiu separat.

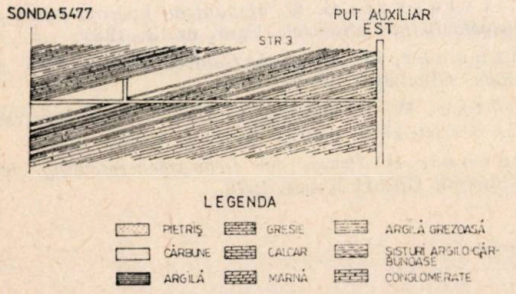


Fig. 13. Profil geologic între puţul auxiliar-Est şi silozul 5 la I.M. Livezeni.

La mina Dîlja măsurătorile s-au reluat tot în anul 1986, în transversala 2 din blocul II, orizontul 350 şi în galeria direcţională din culcuşul stratului 5, blocul II. Transversala străbate roci constituite din gresii argilo-silico-bituminoase, cimentate, cu rezistenţa la compresiune de 23—32 MPa, iar în vatră din argile şi gresii argilo-carbonatice, cu rezistenţa la compre-

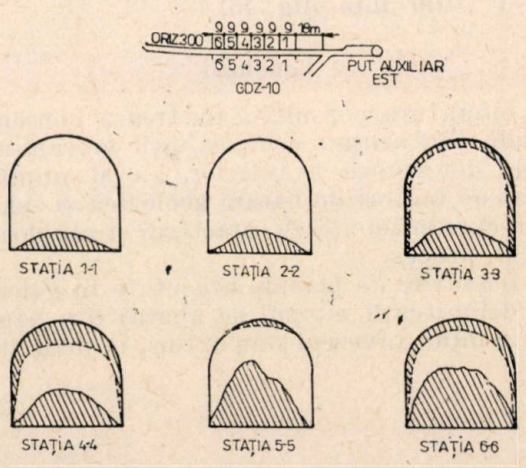


Fig. 14. Deformarea vetrelor în galeria de legătură dintre puţul auxiliar-Est şi silozul 5 la I.M. Livezeni.

siune de 22 MPa. Analizele din aprilie 1987 au arătat că în tronsonul din zona stratului 5 umflarea vetrei a ajuns la valori de 500—600 mm datorită influenţei abatajelor care au generat presiuni de reazem, prezenţei illitului, caolinului şi a montmorillonitului în rocile

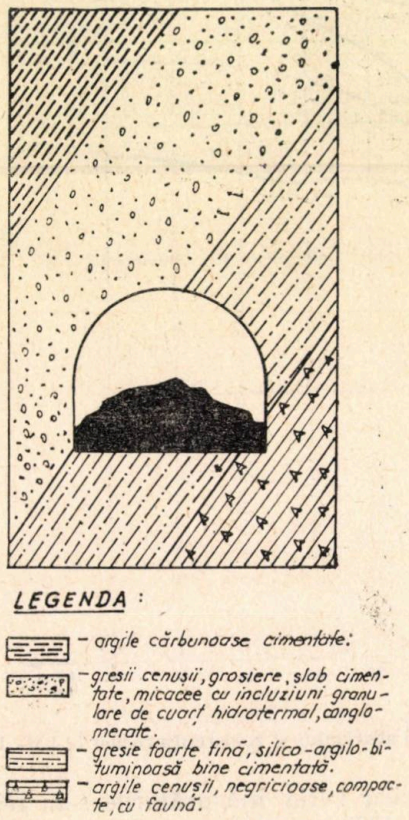


Fig. 15. Deformarea vetrei în galeria direcţională din culcuşul stratului 5 la I.M. Dilja.

înconjurătoare, ca şi acţiunii apelor. În galeria direcţională din culcuşul stratului 5, amplasată într-un complex de argile grezoase, influenţa abatajelor a determinat umflarea vetrelor între 500 şi 1 100 mm (fig. 15).

Concluzii

1. Literatura consultată ilustrează consensul specialiştilor asupra complexităţii mecanismului de deformare a vetrelor, ca şi numărul ridicat de factori de natură geologică şi tehnologică care influenţează caracterul şi amploarea acestui proces.

2. Lucrările de planare executate în galeriile care delimitează cîmpul de abataj din panou IX din mina Livezeni s-au extins, în două luni, pe o lungime de 525 m, fiind necesară excavarea unui volum de 722 m^3 de steril, ceea ce atestă intensitatea de deformare a vetrelor, element caracteristic şi pentru minele din partea estică a bazinului, cu implicaţii asupra procesului de producţie.

3. Lucrările de deschidere şi pregătire de la minele Dîlja şi Livezeni se găsesc în condiţii deosebit de dificile, deoarece aproximativ 60—70% din rocile înconjurătoare au o compoziţie argiloasă în care s-au evidenţiat montmorillonitul, illitul şi caolinul, minerale sensibile faţă de acţiunea apelor, încadrînd vetrele în grupa celor cu un grad ridicat de umflare.

4. Lucrările de deschidere şi pregătire din cele două unităţi miniere înregistrează, pe perioada lor de serviciu, diferite stadii de deformare :

— în prima etapă, şi anume etapa de săpare, cînd nu suportă influenţa abatajelor, vetrele încep să se deformeze datorită redistribuirii şi concentrării tensiunilor, concomitent cu dezvoltarea unor forţe de tracţiune şi de forfecare, rezultînd în final o solicitare extrem de complexă a rocilor, sub influenţa cărora începe procesul lor de extruziune ;

— etapa doua, cînd lucrările preiau influenţa abatajelor, amplifică valoarea presiunilor de reazem, ca şi a forţelor care acţionează la nivelul vetrelor, determinînd umflarea lor mult mai intensă şi la valori care le fac uneori impracticabile.

5. Din analiza modului de deformare a vetrelor în lucrările de pregătire executate pe stratul 5, rezultă că acest fenomen este determinat de : natura rocilor şi caracteristicile lor fizico-mecanice ; influenţa apelor de infiltraţie ; metoda de exploatare utilizată şi sensul avansării ; durata de serviciu a lucrărilor miniere şi distanţa faţă de linia abatajului.

Bibliografie

[1] Krishna, R., Whittaker, B. B. *Floor Lift in mine roadways.* Colliery Guardian, nr. 11, 1973

[2] Smigol, A. V., Kiricenko, V. I., Lişin, V. P. *Osobennosti pucenia pocivi vîrabotok Zapadnovo Donbassa.* Ugol Ucrainî, nr. 12, 1985.

[3] Pak, P. P., Baimuldin, M. M. *Borba s puceniem porod pocivi metodom şcelevoi razgruzki.* Şahtnoe stroitelstvo, nr. 5, 1986.

[4] Litvinskii, G. G. *Mehanizm pucenia porod pocivi podgotovitelnih vîrabotok.* Ugol, nr. 2, 1987.

[5] Arauner, H. W. *Strata Control Ardund deep Mine-roads.* Glückauf, nr. 23, 1986.

[6] Götze, W. *Möglichkeiten der besseren beherrschung von basisstreckeh.* Glückauf, nr. 1, 1983.

[7] Iacobi, O. *Praxis der Gebirgsbeherrschung.* Verlag Glückauf GmbH Essen, 1976.

Elemente de protejare a presiunii miniere în subteran

Ing. I. Gâf-Deac
Ministerul Minelor

I. Aspecte principale

Abordarea schimbărilor tehnologice în subteran necesită elemente și date concrete privind zăcămîntul și rocile înconjurătoare, împreună cu reguli evidențiate privind dinamica fenomenelor și proceselor de deformare și rupere spre spațiul exploatat.

Apare necesară nu numai lupta contra presiunii miniere mari, ci și tendința opusă de „protejare" a regimului acestei presiuni la niveluri și feluri de manifestare convențional favorabile, pentru o etapă dată a dezvoltării tehnicii din dotare.

Practica minieră, în condițiile economizării activităților într-o perspectivă nouă, nu cere eradicarea fenomenelor sau proceselor, care principial sînt negative și necesită costuri mari pentru eliminat, ci folosirea acestora ca mod de „contracarare" a altor situații, la atenuarea sau chiar anihilarea lor reciprocă. Sînt cunoscute astfel de exemple care sprijină ideea prin : folosirea rambleului sau debleului, utilizarea gazelor rezultate din focuri sau incendii subterane, prin recircuitare, la inertizarea aceluiași foc, folosirea apelor din spațiul exploatat la stingerea incendiilor și combaterea prafului etc.

Presiunea minieră poate fi „protejată". Dirijarea ei, atunci cînd urmează o lege după aproximativ aceiași parametri, înseamnă menținerea unui regim de manifestare, convențional convenabil.

În continuare se identifică aspecte mai importante din mecanismul declanșării manifestării și în ultimă instanță al protejării presiunii miniere în subteran, ca rezultat al observațiilor comparative în unele mine din țara noastră și din străinătate.

II. Asupra regimului de manifestare a presiunii miniere

Presiunea naturală a stratelor este inevitabilă, aceasta constituind premisa de bază a abordării descrierii caracteristicilor mediului în care se desfășoară activitatea de exploatare în subteran. Zona masivă dispune ea însăși de o capacitate portantă proprie. Necorelarea portanței proprii a masivului și — respectiv — a susținerilor apare în legătură cu mărimea presiunii naturale a pachetului de strate și roci acoperitoare. De aici derivă relația de condiționare reciprocă a stărilor presiunii cu parametrii metodelor de exploatare la o adîncime dată.

În practica minieră mondială se apreciază că, la peste 1 000 m adîncime de exploatare, se face simțită manifestarea unor legități noi de acțiune a presiunii. Problema rămîne deschisă pentru estimarea la care adîncimi de exploatare apar presiunile suplimentare. Pentru creșterea adîncimii cu 100 m este posibilă o mărire a rezistenței rocilor cu 1,5—2%. Procedeele de deducție și prognozare a convergenței se modifică în sensul perceperii tot mai deficitare a nivelului parametrilor geo-minieri ai căilor și modalităților de evaluare a acestora, pe baze metodologice validate.

În minele de huilă din țara noastră adîncimea de exploatare crește cu 10—13 m/an, ceea ce presupune că, la cel puțin un deceniu de activitate de exploatare, anumiți parametri tehnici sau tehnologici prezintă — sensibil — modificări, care totuși într-o privire generală pot fi considerați ca stare „cvasiconstantă".

Interacțiunile se mențin ca părți active, necesar de optimizat în vederea creșterii, cu precădere, a rezistenței susținerilor, pentru păstrarea spațiilor libere lîngă frontul de abataj și în galerii.

Domeniul presiunilor miniere și domeniul portanțelor se găsesc într-o condiționare reciprocă. Portanțele sînt mai restrictive și răspund mai slab tipurilor de presiuni (fig. 1).

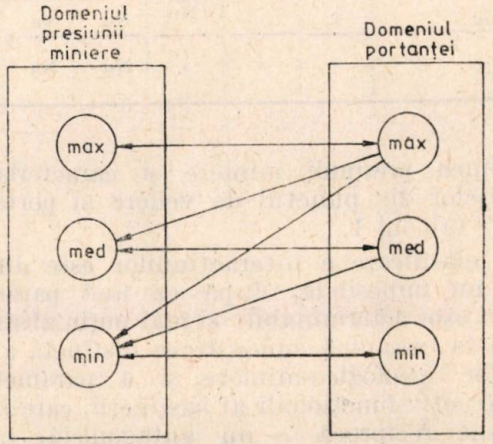


Fig. 1. Interacțiunea domeniilor presiunii miniere și a portanței susținerilor în subteran.

Dimensionarea susținerilor în abataj și galerii trebuie să urmeze, din punctul de vedere al portanței, o majorare procentuală proporțională cu mărimea presiunii miniere (fig. 2). În țările cu minerit dezvoltat se apreciază că secțiunile galeriilor vor avea înălțimile mai reduse cu 4—6% pentru o creștere a adîncimii

la care sînt săpate cu 100 m, față de adîncimea medie actuală a amplasării.

În același timp, se pot identifica situațiile favorabile și nefavorabile ale legăturii dintre

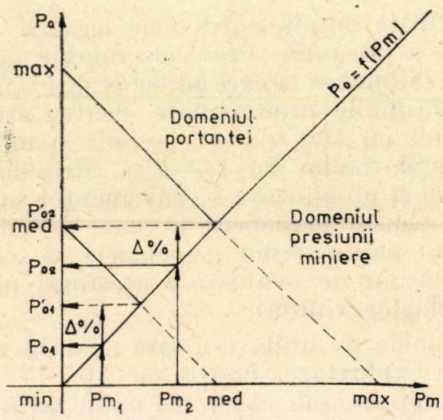


Fig. 2. Dependența portanței susținerilor miniere de nivelul presiunii și majorarea procentuală de siguranță a parametrilor susținerii :
P_0 — portanța ; P_m — presiunea minieră ; $\Delta\%$ — majorarea procentuală.

Tabelul 1

Caracteristici / Mărimea presiunii	Situație favorabilă			Situație nefavorabilă		
	$P_{o\ max}$	$P_{o\ med}$	$P_{o\ min}$	$P_{o\ max}$	$P_{o\ med}$	$P_{o\ min}$
$P_{m\ max}$	×	$\overline{\text{Nu}}$	$\overline{\text{Nu}}$	Nu	⊗	⊗
$P_{m\ med}$	×	×	$\overline{\text{Nu}}$	Nu	Nu	⊗
$P_{m\ min}$	×	×	×	Nu	Nu	Nu

mărimea presiunii miniere și caracteristicile utilajelor din punctul de vedere al portanței, ca în tabelul 1.

O clasificare a interacțiunilor este dificilă, dar nu imposibilă, după ce unii parametri devin ușor determinabili și mai puțin abstracți. Aceasta înseamnă cunoașterea distinctă a condițiilor geologico-miniere și a parametrilor constructiv-funcționali ai susținerii, care într-o acțiune reciprocă — nu antagonistă, ci de echilibrare — bazată mai mult pe reașezare prin redistribuirea tensiunilor și presiunilor determină o rezultantă de stare.

Se poate spune că protejarea presiunii miniere se înfăptuiește prin modelarea regimului de lucru al susținerii, în conformitate cu regimul de manifestare a presiunii miniere.

Măsurile de protejare sînt rezultatul intersecției domeniului în care se contracarează mărimea și manifestarea presiunii naturale din acoperișul stratelor cu domeniul măsurilor de avansare mai rapidă pe direcție a lucrărilor miniere de exploatare (fig. 3), după cum urmează :

$$D_o = M_{Sa} \cap M_{So}. \qquad (1)$$

Protejarea presiunii miniere este dinamică, limita de acceptare a unei stări fiind favorabilă la un răspuns util al echipamentelor în exploatare.

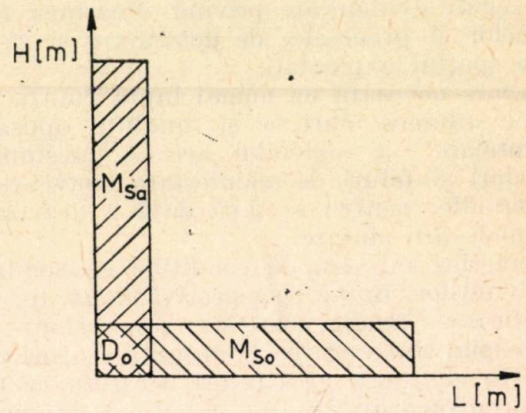


Fig. 3. Domeniul măsurilor de protejare a presiunii miniere : H — adîncimea față de suprafață ; L — lungimea de avansare pe direcție ; D_0 — domeniul optim de acțiune ; M_{sa} — măsuri de contracarare a presiunilor miniere naturale din acoperiș ; M_{so} — măsuri în avansare pe strat, pe orizontală.

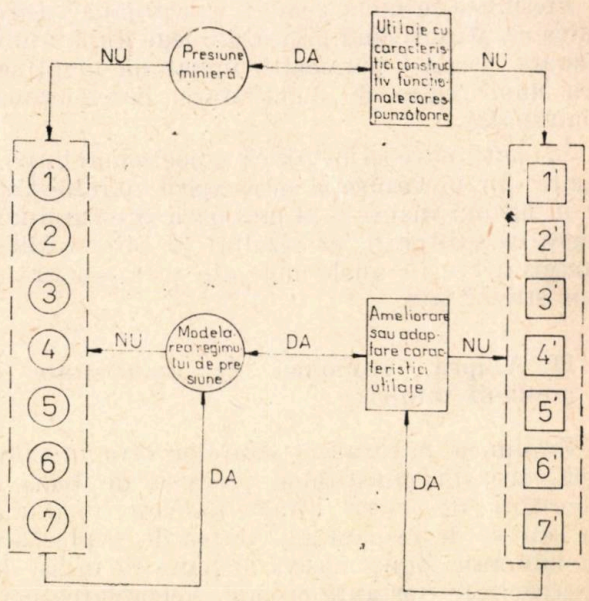


Fig. 4. Schema aplicării diverselor procedee pentru crearea unei stări a presiunii miniere care urmează a fi protejată : *1* — reamplasarea abatajelor și a galeriilor ; *2* — exploatarea armonică ; *3* — submінarea ; *4* — supraminarea ; *5* — detensionarea cu găuri de sondă sau alte procedee ; *6* — injecția hidraulică a apei în masiv și în strat ; *7* — alte procedee ; *1'* — modificări constructive ; *2'* — modificări funcționale ; *3'* — modificări conceptive ; *4'* — modificări cinematice ; *5'* — modificări de subansamble ; *6'* — adaptări ale utilajelor ; *7'* — alte procedee.

Modelarea regimului de presiune minieră care să aibă un rezultat compatibil ca interacțiune cu caracteristicile și funcțiile utilajelor urmează o schemă logică (fig. 4), care are ca limită acceptată pentru protejare o stare rezultată în urma aplicării diverselor procedee de transformare sau influențare.

III. Controlul presiunii miniere

O stare a presiunii miniere poate fi controlată, deci stăpînită și dirijată în sensul favorabil exploatării, atunci cînd este protejată. Așadar, posibilitatea de control este o consecință a evaluării obiective a regimului și nivelului presiunii miniere care trebuie să fie protejată, înțelegîndu-se că între anumite limite această stare este aproape constantă, astfel încît să nu apară legități noi de manifestare.

Urmare acestei acțiuni se reține și alte etape, cum sînt: controlul tehnologiei, controlul surpărilor, controlul mecanismului comportării tavanului și spațiului exploatat.

Există zone în subteran în care, aparent, presiunea nu poate fi controlată, însă îmbinarea caracteristicilor de flexibilitate cu adaptabilitatea dinamică a susținerilor poate anihila acest neajuns. Acumularea tensiunilor și presiunilor poate fi evitată, pentru a menține o aceeași mărime a lor într-un interval dat, prin exploatare. Aceasta are aplicație practică, directă în controlul surpărilor ce pot interveni în abataje.

Dependența gradului de afînare a masivului și a cărbunelui în exploatare, față de adîncime, se poate exprima prin coeficienții de afînare K_a măsurați la adîncimi reduse h și la adîncimi mari H, existînd pentru condiția:

$$h < H \tag{2}$$

relația:

$$K_a^h < K_a^H, \tag{3}$$

cu precizarea următoare:

$$\begin{cases} K_a^h \to \min \\ K_a^H \to \max. \end{cases} \tag{4}$$

La adîncimi mici h, la tăierea mecanizată a stratului și a masivului nu se înregistrează coeficienți de afînare ridicați, făcîndu-și prezența, de regulă, în cazul exploatării lignitului, ipotezele încovoietoare ale presiunii miniere. La adîncimi mari H, ipotezele pulverulente, cu medii puternic fracturate, afînarea masivului și cărbunelui tăiat, în special de tipul huilei este mai accentuată. Controlul acestui proces presupune stăpînirea tăierii, susținerii și protejării presiunii miniere.

Alt parametru d, reprezentînd duritatea, compus cu presiunea minieră P, conduce la un coeficient de degradare K_d a masivului și stratului, după cum urmează:

$$d_{min} * P_{max} \to K d_{max}. \tag{5}$$

După o regulă cunoscută, la abataje, fisurarea frontului se produce în față, în zona concentrării undei de presiune. În cazul susținerii mecanizate, degradarea este mai intensă pentru pășiri cu lungimi de avansare l_{av} mai mici. Astfel, numărul de fisuri în front n_f este determinat de relația univocă de tipul:

$$l_{av_{min}} \to n f_{max}. \tag{6}$$

Mulțimea fisurilor și fracturilor înregistrate în masiv și în strat conduc la convergențe, notate cu C, mai intense, iar unii parametrii ai utilajelor de susținere, cum sînt lățimea pasului secției l_{pas}, pasul de avansare l_{av}, precum și lățimea de front nesusținută l_f, realizează o dependență sau nedependență funcțională caracteristică. Pentru condiția:

$$l_f = l_{pas} \tag{7}$$

apare nedependența de tipul:

$$C \neq f(l_{pas}), \tag{8}$$

ceea ce înseamnă că lățimea grinzii principale a secției nu influențează nivelul convergenței, cu condiția dezvelirii tavanului numai între aceleași limite.

Spațiul exploatat suferă un număr de rupturi n_r care, într-un interval de timp Δt, este amplificat de desele „pistonări", respectiv încărcări și descărcări ale tavanului, funcție de pașii reduși de avansare a secțiilor, ceea ce implică:

$$l_{av_{min}} \to n_{r_{max}} \tag{9}$$

cu înscrierea într-un interval de timp minim:

$$n_r \in [\Delta t_{min}]. \tag{10}$$

Viteza de coborîre a acoperișului v_a ține de încărcarea în sarcină a acestuia ΔQ, cu proporționalitatea:

$$v_a \sim \Delta Q, \tag{11}$$

dar și de modul în care susținerea rezistă sau cedează între limitele ei portante sub starea de tensiune și presiune înconjurătoare.

Afectarea acoperișului este realizată printr-un proces lent, mediu sau rapid. Într-o susținere mecanizată de tipul susținător-îngrăditor, procesul este mai îndelungat și afectarea mai lentă, atunci cînd vitezele de cedare ale acoperișului sînt situate între 0,005 și 0,25 mm/h. Se poate constata, practic, că viteza de tasare v_t a acoperișului este mai mare decît viteza de cedare a stîlpilor hidraulici portanți v_s, după relația:

$$v_t = (1{,}5 \div 1{,}6)\, v_s. \tag{12}$$

În minele din U.R.S.S., în procesul lăsării lente a tavanului s-au identificat și mișcări în salturi ale acestuia la intervale cu durată de 0,01—0,1 s, în timp ce la minele de huilă din bazinul Valea Jiului, fenomenul are caracter pulsatoriu, uneori ondulatoriu pe intervale mai mari de timp, între 1,5—2 s. Apariția unor viteze critice v_{cr} este dăunătoare, atunci cînd se depășesc unele bariere, însă există și viteze admisibile v_{ad} de lăsare a tavanului. Între aceste niveluri de viteze trebuie să existe un raport cu semnificațiile următoare:

$$\frac{v_{cr}}{v_{ad}} > 1, \qquad (13)$$

cînd este posibilă apariția șocurilor de mină, și:

$$\frac{v_{cr}}{v_{ad}} < 1, \qquad (14)$$

cînd au loc o degradare lentă a acoperișului și o solicitare de tip reologic a susținerii. Trecerea vitezei critice prin stadiul de viteză admisibilă de cedare a tavanului, prin aproximarea:

$$v_{cr} \approx v_{ad}, \qquad (15)$$

presupune fie aplatizarea armonică a vitezei critice, cînd se impune protejarea presiunii miniere, fie ridicarea performanțelor susținerii, adaptată pentru o presiune admisibilă de nivel ridicat.

Caracterul armonic al mișcărilor de tasare lentă a acoperișului susține neapariția loviturilor violente de mină în abatajele din țara noastră, dar nu elimină posibilitatea manifestării primitive a acestora.

Între lăsarea acoperișului și cedarea stîlpilor hidraulici se instituie o armonizare, un sens, respectiv o tendință pentru cvasistabilizarea și protejarea presiunii miniere.

Apar totuși două laturi distincte ale aceluiași proces: controlul menținerii acoperișului în fața frontului și controlul ruperii acestuia spre spațiul exploatat; unitatea dintre acestea determină dinamismul exploatării propriu-zise, o dată cu avansarea pe direcție. Mutarea neritmică a frontului provoacă „impulsuri" în instalarea și concentrarea undei de presiune în față, care, de altfel, într-o intensitate mai redusă sînt provocate de însești tensionarea și detensionarea repetată a tavanului pe unitatea de suprafață și pe unitatea de lungime de avansare pe direcție.

Procesul, din această perspectivă, poate fi studiat multifuncțional, prin analiză dispersională și compus pe baza unor reguli de influență reciprocă a „utilajelor cu zăcămintele", stabilind o rezultantă-imagine.

Presiunea minieră odată „protejată" este necesar să poată fi și reglată operativ, funcție de o multitudine de criterii ce pot apărea pe parcursul exploatării. Această etapă de control este dificilă, de mare complexitate tehnică și decizională și presupune intuirea rezultatelor funcției-obiectiv, necesar să fie satisfăcută de relații restrictive practice.

Concluzii

1. Se introduce pentru prima oară noțiunea de „presiune minieră protejată" ținînd seama de condițiile tot mai evidente în majoritatea domeniilor pentru „economizarea activităților", inclusiv a celor de exploatare a cărbunelui.

2. Tendința de protejare a presiunii miniere contracarează variațiile acesteia între limite neacceptate tehnic și tehnologic. Menținerea unui regim de manifestare convențional favorabil este o consecință a protejării presiunii miniere.

3. Portanța susținerilor este mai restrictivă și răspunde mai slab tipurilor de presiune minieră.

4. Protejarea presiunii miniere se realizează prin modelarea regimului de lucru a susținerilor, în corelare cu regimul de deplasare a tavanului și vetrei abatajelor și galeriilor. Protejarea presiunii miniere este dinamică și o stare a ei este acceptată o dată cu un răspuns util al echipamentului de susținere.

5. Controlul presiunii miniere poate fi făcut prin dirijare, atunci cînd aceasta este protejată.

Menținerea sub control a tehnologiei, a surpărilor, a mecanismului comportării acoperișului și a spațiului exploatat se înfăptuiește în condițiile unei presiuni miniere protejate, de referință.

6. Adîncimea de exploatare, gradul de fisurație a frontului, duritatea rocilor, parametrii constructiv-funcționali ai susținerilor mecanizate, numărul de rupturi în masiv și zăcămînt, vitezele de coborîre și cedare a acoperișului, respectiv ai stîlpilor hidraulici, vitezele critice și admisibile influențează nivelul presiunii miniere, respectiv se constituie în elemente de protejare a acesteia.

7. Este necesară evaluarea convergenței în mine într-un ritm intensiv, eficient, la intervale de timp convențional mai reduse, pentru sesizarea tendințelor și necesităților tehnologice noi.

8. Măsurarea și protejarea trebuie să aibă un rol mai mare pentru cercetarea presiunii miniere și pentru proiectarea diferențiată în zone cu condiții geologico-miniere diversificate.

Reducerea duratei de realizare a investițiilor la puțul cu schip Valea de Brazi prin tehnologia de translatare a turnului definitiv de extracție

Ing. Al. Miclea, ing. M. Vargha, ing. D. Șchiopu
ICITPMH Petroșani

I. Introducere

Este cunoscut faptul că, la deschiderea de noi mine în condițiile cînd stratele de cărbune sînt situate la adîncime mare, durata de săpare a puțurilor de la suprafață, prin care urmează a se extrage cărbunele, are rol hotărîtor în acțiunea de punere în valoare, în termen cît mai scurt, a noilor capacități de producție.

O asemenea situație o avem la mina Valea de Brazi, la care sînt în curs de execuție ample lucrări atît în subteran, cît și la suprafață, pentru deschiderea minei și punerea în valoare a unei capacități de producție de 1,3 mil. tone pînă în anul 1990.

Faptul că unele lucrări miniere au putut fi atacate și executate din mina vecină Uricani a creat condiții de conturare în stratele 17—18 a unor capacități de producție, a căror valorificare este însă condiționată de punerea în stare de funcționare a puțului cu schip deja săpat, la care mai sînt de executat lucrări auxiliare de amenajare cu moaze și ghidaje, de execuție a circuitului la puț, a silozului subteran colector de cărbune, a camerelor cu echipamentele dozatoare de încărcare a schipurilor și altele.

Toate lucrările subterane auxiliare, de natura celor mai sus-arătate, reclamă menținerea în funcție a turnului și mașinii de extracție provizorii, cu care s-a săpat puțul.

În aceste condiții devine oportună varianta construirii turnului nou de extracție pe un teren învecinat puțului cu schip și echiparea acestuia cu toate elementele componente, cum sînt ghidajele, moletele, grinzile de rezistență, platformele intermediare, silozul de primire a cărbunelui, schipurile etc. și apoi translatarea lui pe poziția finală, cînd devine posibilă eliberarea terenului din zona gulerului puțului cu schip, prin demontarea turnului de săpare și a echipamentelor anexe, cum sînt granicele, instalația de preparat betoane și altele.

Această variantă permite scurtarea duratei de realizare a lucrărilor de suprafață aferente instalației de extracție a puțului cu schip cu circa 3 luni, lucru deosebit de important în acțiunea de punere în valoare a capacităților de producție în curs de realizare și apoi dezvoltarea acestora pînă la capacitatea proiectată.

În țara noastră nu s-au realizat pînă în prezent lucrări de translatare a unor turnuri de extracție, dar literatura tehnică de specialitate menționează asemenea lucrări realizate în țări cu industrie minieră dezvoltată, cum sînt U.R.S.S., R.P.P. și altele.

Un colectiv de proiectanți de la Institutul de cercetări, inginerie tehnologică și proiectări miniere pentru huilă — ICITPMH — Petroșani a conceput și realizat proiectul de translatare a turnului de la Valea de Brazi, cu toate amenajările necesare, inclusiv echipamentele pe baza documentării din literatura tehnică de specialitate.

II. Prezentarea condițiilor din teren și a lucrărilor pregătitoare de eliberare a amplasamentului

Terenul existent în incinta principală se prezintă ca un teren bun de fundare, cu caracteristici fizico-mecanice corespunzătoare.

Perimetrul în care urmează să se execute translatarea este mărginit de următoarele obiective : în partea nordică se află depozitul de lemn, armături metalice și fier vechi, cu atelierul de dulgherie și fasonat lemn; în partea de vest, casa mașinii de extracție, instalația de depozitare și expediție; în partea sudică stația de compresoare și TD 6/0,4 kV, precum și funicularul de steril; în partea estică instalația de extracție puț auxiliar și circuite c.f.i.

În perimetrul amintit se vor executa lucrările de amenajare a terenului pentru execuția fundațiilor căilor de rulare, perpendicular pe axele est-vestice ale puțului și casei mașinii de extracție definitivă.

În prealabil, eliberarea terenului din zona gulerului puțului cu schip necesită spargerea fundațiilor existente (contraforți, trolii etc.) și execuția fundațiilor turnului metalic (guler) și a contraforților.

Fundarea căilor de rulare se va executa în teren, evitîndu-se amplasarea acestora în umpluturi. După compactarea stratului de balast de 10 cm de la bază, se va trece la turnarea betoanelor.

III. Caracteristicile principale ale turnului de extracție ce urmează să fie construit și translatat

— Turn metalic tip fermă spațială îmbinat prin șuruburi și sudură, $G = 250$ t.

— Înălțime maximă, $H = 53{,}3$ m.

— Lungime × lățime la turnul propriu-zis, $L \times l$, 4,5 × 4 m.

— Ecartament (între axul turnului și picioarele contrafortului), $A = 22$ m.

— Apăsarea maximă pe un montant, $G_1 = 55$ t.

— Ampatament (între cele două picioare ale contrafortului), $A_1 = 23$ m.

— Sarcina de rupere a cablului pentru care a fost dimensionat turnul, $Q_s = 360$ t.

IV. Complexul de lucrări necesar a fi executat pentru asamblarea și translatarea turnului metalic

La întocmirea documentației de execuție privind asamblarea și translatarea turnului metalic al puțului cu schip de la mina Valea de Brazi sînt prevăzute două etape distincte.

1. *De pregătire*, constînd din amenajare, balastarea și turnarea unor fișii din beton pe care se montează căile de rulare a cărucioarelor și căile de reazem ale împingătorilor hidraulici.

2. *De translatare propriu-zisă*, în care scop s-au proiectat cărucioare speciale, cricuri mecanice cu șurub, construcții metalice auxiliare, piese speciale ale împingătorilor hidraulici și echipamentul hidraulic.

Schema instalației de translatare a turnului este prezentată în figura 1.

1.a. Amenajarea căilor de translatare și a celor de reazem a împingătorilor

Fișiile de beton sînt proiectate în palier și sînt prevăzute cu traverse metalice îngropate pe care se fixează căile de rulare și căile de reazem ale împingătorilor hidraulici care, de asemenea, trebuie să fie în palier.

Căile de rulare monoșină, în număr de trei, sînt formate din șină de cale ferată tip 49, cîte un fir de o parte și de alta a turnului al treilea, la baza contactului.

Căile de reazem ale împingătorilor hidraulici, în număr de două, sînt amplasate paralel cu firele căilor de rulare nr. 2 și nr. 3.

1.b. Construcții metalice auxiliare necesare translatării

Lucrările de asamblare pe verticală a turnului metalic din elementele componente se vor realiza cu ajutorul unei macarale turn tip MTA-125, amplasată în apropierea locului de montaj.

Pentru a evita răsturnarea turnului în timpul operațiilor de asamblare din tronsoane, datorită unor inexactități în manevrarea acestora cu macaraua turn, se impune prinderea tronsonului de bază de platforma betonată prin intermediul unor tălpi din tablă groasă de 20 mm, întărită cu gușee și șuruburi de fundație și ancoraje.

În vederea realizării operațiilor de translatare, prin proiect s-au prevăzut, la partea inferioară a primului tronson al turnului pe fiecare montant, cît și la picioarele contrafortului și ale silozului, construcții metalice auxiliare, dimensionate corespunzător, care să preia și să sprijine întreaga sarcină pe cărucioare, respectiv pe cricuri mecanice cu șurub.

Cele două căi de reazem ale împingătorilor hidraulici sînt formate din două profile U-20, fixate prin sudură, spate în spate, la o distanță de 200 mm, pe o platbandă de 5 mm grosime.

Între cele două profile ale căilor de reazem sînt practicate găuri cu diametrul de 62 mm, la distanțe egale de 1100 mm, în care se introduc piesele de reazem, sub formă de bolțuri, care sînt mutate de manipulatori după fiecare repliere a împingătorilor hidraulici.

1.c. Cărucioarele speciale de translatare

Cărucioarele speciale preiau sarcina turnului pe timpul translatării și au următoarele caracteristici principale :

— sarcina maximă de susținere, 700 kN ;

— număr de roți, 4 ;

— diametrul roții, 300 mm ;

— dimensiuni, $L \times l \times h$, 200 × 550 × × 580 mm.

Cărucioarele au fost proiectate pentru o sarcină de 700 kN și sînt necesare un număr de opt bucăți, din care două sub picioarele contraforților și șase pentru rezemarea montanților corpului principal al turnului.

1.d. Cricurile cu șurub

Cricurile cu șurub sînt piese cu ajutorul cărora se realizează mișcarea turnului pe verticală, pe distanțe mici (respectiv 5—6 cm), avînd următoarele caracteristici principale :

— sarcina maximă, 700 kN ;

— lungimea cursei șurubului, 150 mm ;

— dimensiuni de gabarit, 700 × 380 mm.

Cricurile au fost proiectate tot pentru o sarcină de 700 kN și sînt necesare opt bucăți prevăzute a se monta adiacent cu fiecare cărucior de translatare.

1.e. Împingătorii hidraulici și echipamentul auxiliar

În timp ce turnul de extracție este sprijinit pe cele opt cărucioare de translatare, mișcarea controlată, cu viteză variabilă între 0 și 12 cm/min a turnului, se realizează cu ajutorul a doi cilindri hidraulici, care se sprijină în cele două căi de reazem, construite paralel cu căile ferate monoșină, și împing în construcțiile auxiliare ale turnului.

Agentul hidraulic este asigurat de un grup motor de 11 kW, pompă hidraulică de 300 bar de tipul F 216 KL DOP, rezervorul de ulei de 200 l.

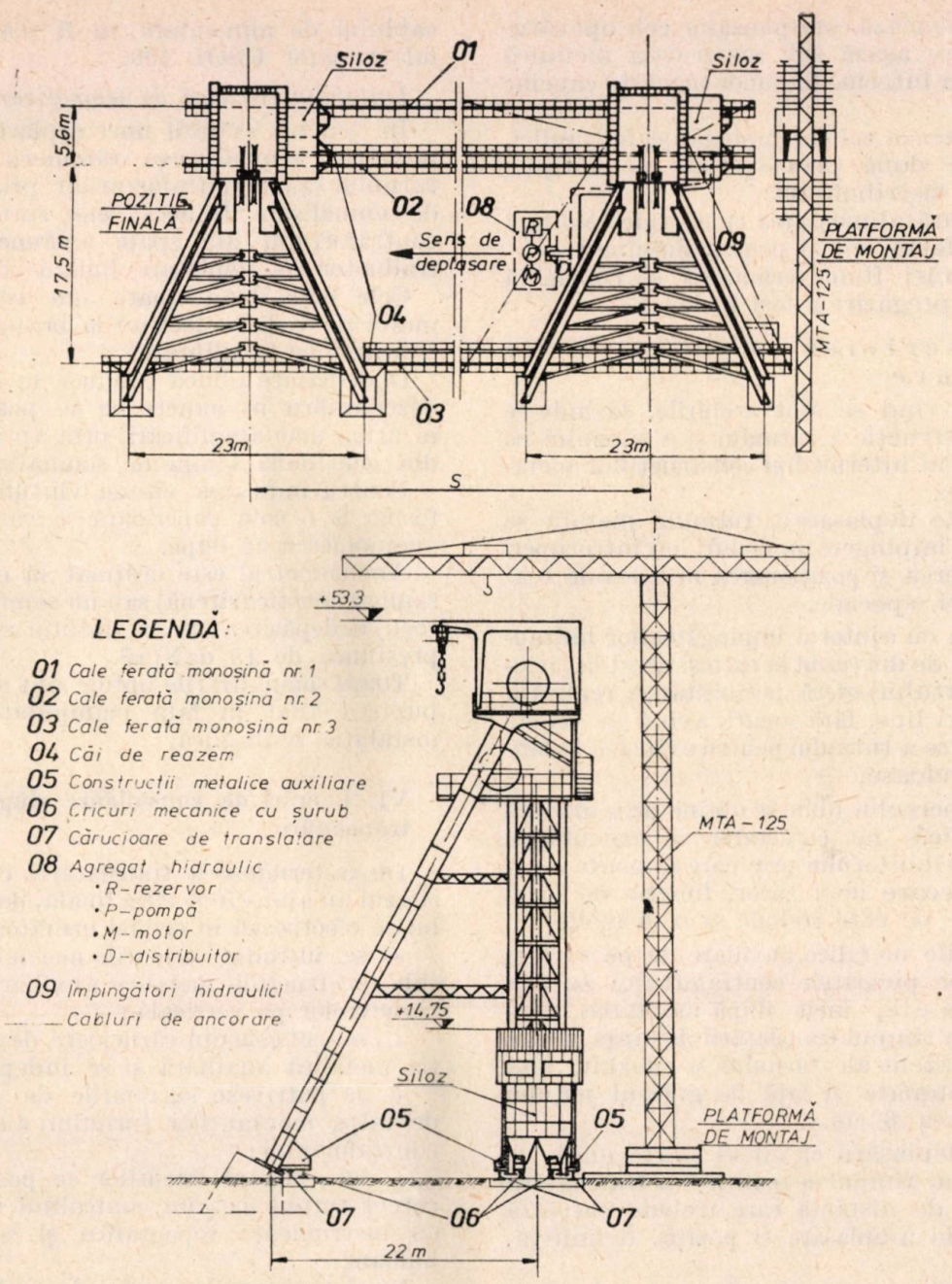


Fig. 1. Reducerea duratei de realizare a investițiilor la puțul cu schip Valea de Brazi prin tehnologia de translatare a turnului definitiv de extracție.

Principalele caracteristici ale echipamentului hidraulic de împingere sînt :

— pompa cu debit variabil tip F 216 KL DOP :

$n = 1\,000$ rot/min ;

$Q_1(5°) = 6{,}2$ l/min ;

$Q_2(25°) = 31{,}1$ l/min ;

— motor asincron trifazat tip ASA 160 L :

$P = 11$ kW ;

$n = 1\,000$ rot/min ;

— distribuitor, model PROMEX 950 ;

— cilindri hidraulici :

$L_{max} = 2\,680$ mm ;

$L_{min} = 1\,480$ mm.

Pregătirea turnului, în vederea translatării, se realizează efectuînd în ordine următoarele operații :

— se introduc sub construcțiile metalice auxiliare cricurile cu șurub în număr de opt bucăți ;

— se slăbesc șuruburile de fundație și se execută manevrarea de ridicare pe verticală, cu ajutorul cricurilor cu șurub, în vederea introducerii cărucioarelor de translație sub construcția metalică auxiliară ;

— se poziționează corespunzător cele opt cărucioare care se așază sub construcția metalică auxiliară prin intermediul unor plăci de cauciuc (neopren);

— se montează cei doi împingători hidraulici, inclusiv cele două piese speciale de sprijin: agregatul și distribuitorul;

— se asigură alimentarea cu energie electrică atît pentru forță, cît și pentru iluminat.

Aceste lucrări fiind terminate, se consideră că etapa de pregătire a fost încheiată.

2.a. Descrierea operației de translatare

În primul rînd se scot cricurile, lăsîndu-se întreaga construcție a turnului și a silozului pe cărucioare prin intermediul construcțiilor metalice auxiliare.

Procesul de deplasare a turnului metalic se execută prin împingere în cicluri, cu întreruperi pentru replierea și poziționarea în calea de reazem a piesei speciale.

Deplasarea cu ajutorul împingătorilor hidraulici în număr de doi (unul la turn și altul la piciorul contrafortului) oferă posibilitatea realizării unei deplasări line, fără șocuri, avînd în vedere înălțimea mare a turnului pentru evitarea balansărilor periculoase.

Evitarea mersului oblic se obține prin urmărirea topografică, iar corectarea se execută cu ajutorul distribuitorului prin care se poate regla debitul în fiecare împingător, funcție de forța de împingere pe care trebuie să o dezvolte.

Construcțiile metalice auxiliare de pe turn și siloz și de pe picioarele contrafortului au fost astfel amplasate, încît după montarea cărucioarelor și în timpul translatării distanța dintre tălpile de reazem ale turnului și silozului față de fișiile betonate și față de gulerul puțului să fie de circa 6 cm.

Datorită deplasării cu viteză foarte mică, de 0—12 cm/min, timpul de realizare a translatării este funcție de distanța care trebuie parcursă între locul de amplasare și poziția definitivă.

V. Instalații electrice

Instalația electrică de forță

Alimentarea cu energie electrică a agregatului hidraulic pentru translatarea turnului aferent instalației de extracție cu schip I.M. Valea de Brazi se va face din TD 6/0,4 kV din incinta principală, prin intermediul unui cablu CYAbY 3 × 10 mm² îngropat în pămînt. Supratraversarea canalului betonat în care se află conducte tehnologice se va face prin protejarea cablului în tub conform normelor în vigoare. Acționarea motorului agregatului hidraulic se va face printr-un contactor în aer cu relee termice. Protecția la scurtcircuit a motorului se va face prin siguranțe fuzibile LFI 100/80 A. Protecția cablului de alimentare va fi realizată de un întrerupător USOL 100.

Instalația electrică de semnalizare

În vederea evitării unei deplasări oblice s-a prevăzut semnalizarea rămînerii în urmă a turnului sau a contraforturilor prin două lămpi de semnalizare. În acest sens, turnul și piciorul contrafortului din spate antrenează cîte un traductor de deplasare liniară TDL-1400.

Cele două traductoare sînt conectate (din punct de vedere electric) la brațele unei punți Wheatstone echilibrate.

O deplasare oblică conduce la apariția unui dezechilibru în puncte ce se poate evidenția în urma unei amplificări, prin aprinderea uneia din cele două lămpi de semnalizare.

Pentru indicarea vitezei vîntului pe o platformă la o cotă superioară se va prevedea un anemometru cu cupe.

Anemometrul este destinat să declanșeze un semnal acustic (sirenă) sau un semnal optic (bec roșu) la depășirea vitezei vîntului exprimată prin presiunea de 15 daN/m².

Toate semnalizările optice sînt așezate pe un pupitru aflat în fața manipulatorului de la instalația hidraulică.

VI. Lucrări de consolidare după finalizarea translatării

După terminarea translatării, cînd turnul și silozul au ajuns în poziția finală, deasupra puțului se efectuează în ordine următoarele lucrări:

— se introduc cricurile mecanice (opt buc.) sub construcțiile metalice auxiliare, în vederea manevrelor pe verticală;

— se scot cele opt cărucioare de sub construcția metalică auxiliară și se îndepărtează;

— se potrivesc șuruburile de fundare față de talpa montanților turnului, a silozului și a contrafortului;

— cu ajutorul cricurilor se poate poziționa corect turnul metalic, controlînd verticalitatea cu instrumente topografice și se fixează în buloane.

După turnarea betonului de egalizare la turn și de completare a fundațiilor contrafortului se montează cablurile și dispozitivele anexe, se fac probe și încercări, urmînd ca instalația de extracție să fie dată în exploatare.

VII. Norme de protecția muncii specifice

Etapa de pregătire

- În timpul asamblării turnului de extracție pe platforma de montaj, pentru evitarea balansărilor periculoase, primul tronson se ancorează prin tălpi și șuruburi în fundația provizorie. În plus, se vor folosi ancoraje din funie de oțel.
- De-a lungul căilor de rulare nr. 1 și 3 se pozează ocheți de ancorare din 5 în 5 m și se

pregătesc cabluri de oţel care se vor folosi la ancorare în caz de furtună.

● Puţul va fi acoperit prin poditură de scînduri consolidate cu traverse metalice.

● Turnul va fi prevăzut cu anemometru pentru indicarea vitezei vîntului,astfel montat, încît să declanşeze un semnal acustic (sirenă) sau un semnal optic (bec roşu) la depăşirea vitezei vîntului, exprimată prin presiunea de 15 daN/cm².

● Calarea turnului se va realiza cu ajutorul unor saboţi asemănători cu cei de la C.F.R.

● Înainte de începerea translatării este absolut necesar să se cunoască prognoza meteorologică pe cel puţin 24 ore. Nu se începe translatarea dacă nu se cunoaşte direcţia şi forţa vîntului.

● Corelarea mersului oblic se va realiza prin împingerea diferenţială a celor doi împingători hidraulici şi se urmăreşte prin :

— observaţii vizuale realizate prin marcarea căilor de rulare monoşină cu linii transversale de culoare albă din 10 în 10 cm ;

— observaţii topografice ;

— montarea a două traductoare care compară viteza de deplasare a cîte unei roţi de pe linia nr. 1 şi nr. 3.

Instalaţie pentru recuperarea energiei termice la compresoare şi transformarea ei în energie electrică

Ing. C. Trif I.C.I.T.P.M.H. Petroşani
ing. I. Izvoran E.M. Baia Sprie

Introducere

În domeniul recuperării energiei termice rezultate din comprimarea aerului la compresoare se cunosc două soluţii.

P r i m a constă în recuperarea energiei termice a aerului comprimat de la treapta a II-a, energie ce se ridică la o valoare de aproximativ 120 000 kcal/h pentru un compresor de 45 m³/min, prin montarea unui recuperator pe conducta de refulare a compresorului cu capacitatea de 60 000 kcal/h. Apa circulă în interiorul ţevilor din recuperator, aerul dintre ţevi cedînd astfel căldura apei din ţevi.

A d o u a soluţie constă în recuperarea energiei termice a aerului comprimat prin montarea unui recuperator cu două secţiuni, între treptele I şi II montîndu-se un recuperator de căldură cu două secţiuni pe conducta de refulare. În acest caz, din secţiunea I a recuperatorului şi secţiunea a II-a a recuperatorului de pe conducta de refulare, în cazul că apa de răcire intră cu 20°C, se obţine apă caldă, ce conţine 50% din căldura rezultată din comprimarea aerului, la temperatura de 75°C. Din secţiunea a II-a a răcitorului intermediar şi a recuperatorului final se obţine apă caldă cu 27% căldură la temperatura de 37°C. Prin această metodă se recuperează 77% din energia motorului de acţionare în cazul cînd apa cu temperatura de 37°C se foloseşte ca apă preîncălzită pentru cazanele de la staţia termică.

Aceste soluţii prezintă dezavantajul că recuperarea energiei termice rezultată la comprimarea aerului se rezumă la obţinerea apei calde, fără să se obţină o formă superioară de energie din potenţiale termice reduse, respectiv energie electrică.

Instalaţia, conform invenţiei, înlătură aceste dezavantaje prin aceea că, în scopul transformării energiei termice, cu potenţial termic redus, în energie electrică este constituită din pompe acţionate electric care absorb freonul din condensatoare şi îl introduc în generator, în cămăşile cilindrilor compresorului, unde se obţin vapori saturaţi uscaţi, vapori ce sînt dirijaţi prin conducte la turbine, unde, prin destindere, se realizează energie mecanică, acestea fiind montate pe acelaşi ax ce este cuplat cu un generator electric care produce energie electrică.

În continuare se descrie instalaţia şi eficienţa realizată din aplicarea ei la un compresor REŞITA tip 3V—45.

Determinarea parametrilor energetici la un compresor Reşiţa 3V-45

Se consideră :

— presiunea aerului la intrare în compresor :

$$P_1 = 10^5,\ \mathrm{N/m^2};$$

— temperatura aerului la intrare în compresor :

$$T_1 = 293\ \mathrm{K};$$

— exponentul politropic de comprimare în treapta I şi în treapta a II-a se ia egal cu $n_1 = n_2 = n = 1{,}35$;

— presiunea de refulare din compresor :

$$P_2 = 8 \times 10^5\ \mathrm{N/m^2};$$

— temperatura apei de răcire la intrare :

$$t_{ia} = 10^{\circ}\mathrm{C};$$

— debitul masic de aer comprimat :

$$m = \frac{M}{22{,}41} \cdot V_N = \frac{28{,}96}{22{,}41} \cdot 45 = 58{,}2 \text{ kg/min.}$$

Pentru ca lucrul mecanic de comprimare să fie minim, se impune ca presiunea intermediară :

$$P_x = \sqrt{P_1 \cdot P_2} = 2{,}83 \cdot 10^5 \text{ N/m}^2;$$

— temperatura aerului comprimat la ieşire din treapta I :

$$T_{1e} = T_i \left(\frac{P_x}{P_1}\right)^{\frac{n-1}{n}} = 293 \times 2{,}83^{\frac{0{,}35}{1{,}35}} = 384 \text{ K};$$

— temperatura aerului la intrare în treapta a II-a se ia :

$$T_{2i} = 320 \text{ K};$$

— temperatura aerului la ieşire din treapta a II-a :

$$T_{2e} = T_{2i} \left(\frac{P_2}{P_x}\right)^{\frac{n-1}{n}} = 320 \times 2{,}83^{\frac{0{,}35}{1{,}35}} = 420 \text{ K};$$

— lucrul mecanic de compresie izotermic în cele două trepte :

$$L_{iz} = 2 \times m \times R \times T_1 \ln \frac{P_x}{P_1} =$$

$$= 2 \times 58{,}2 \times 287 \times 283 \ln 2{,}83 = -10{,}18 \text{ MJ/min};$$

— lucrul mecanic de compresie politropică în treapta I :

$$L_{pol\,1} = \frac{n}{n-1} mRT_1 \left[1 - \left(\frac{P_x}{P_1}\right)^{\frac{n-1}{n}}\right] =$$

$$= \frac{1{,}35}{0{,}35} \times 58{,}2 \times 287 \times 293 \,(1 - 2{,}83^{\frac{0{,}35}{1{,}35}}) =$$

$$= -5{,}9 \text{ MJ/min};$$

— lucrul mecanic de compresie politropică în treapta a II-a :

$$L_{pol\,2} = \frac{n}{n-1} mRT_{2i} \left[1 - \left(\frac{P_2}{P_x}\right)^{\frac{n-1}{n}}\right] =$$

$$= \frac{1{,}35}{0{,}35} 58{,}2 \times 287 \times 320 (1 - 2{,}83^{\frac{0{,}35}{1{,}35}}) =$$

$$= -6{,}45 \text{ MJ/min};$$

— lucrul mecanic politropic este egal cu :

$$L_{pol} = L_{pol_1} + L_{pol_2} = -5{,}9 + (-6{,}45) =$$

$$= -12{,}35 \text{ MJ/min};$$

— randamentul indicat al compresorului este :

$$\eta_i = \frac{L_{iz}}{L_{pol}} = \frac{10{,}18}{12{,}35} = 0{,}825 = 82{,}5\%.$$

Se consideră :

— randamentul mecanic al compresorului $\eta_{mec} = 0{,}9$;

— randamentul motorului electric de acţionare :

$$\eta_{ME} = 0{,}93;$$

— randamentul efectiv al compresorului va fi :

$$\eta_{ef} = \eta_i \cdot \eta_{mec} \cdot \eta_{ME} = 0{,}69 = 69\%;$$

— puterea de comprimare politropică este egală cu :

$$P_{pol} = \frac{P_{pol}}{60} = \frac{12\,350}{60} = 206 \text{ kW}.$$

Cunoscînd puterea de comprimare politropică şi randamentul efectiv al compresorului, se determină puterea absorbită de motor din reţea :

$$P_c = \frac{P_{pol}}{\eta_{ef}} = \frac{206}{0{,}69} = 299 \text{ kW}.$$

Cunoscînd puterea de comprimare politropică, cu relaţia :

$$Q_c = \frac{k-n}{n(k-1)} P_{pol}$$

se determină energia cedată pereţilor cilindrului compresor la comprimarea politropă :

$$Q_c = \frac{1{,}4 - 1{,}35}{1{,}35(1{,}4 - 1)} \times 206 = 19{,}1 \text{ kJ/s}.$$

Energia cedată în răcitorul intermediar se determină cu relaţia :

$$Q_R = m \cdot c_p (T_{1e} - T_{2i}) = \frac{58{,}2}{60} \times 1{,}01 (384 - 320) =$$

$$= 62{,}7 \text{ kJ/s}.$$

Energia cedată apei de răcire este egală cu :

$$Q = Q_c + Q_R = 19{,}1 + 62{,}7 = 81{,}8 \text{ kJ/s}.$$

Debitul masic de apă pentru răcire este egal cu :

$$m_{cv} = \frac{Q}{c \cdot \Delta t} = \frac{81{,}8}{4{,}186 \cdot 6} = 3{,}27 \text{ kg/s}.$$

Considerînd timpul mediu de funcţionare anual, se determină :

$$t_f = 5\,200 \text{ h/an};$$

— energia electrică absorbită din reţea :

$$W_c = P_c \cdot t_f = 299 \cdot 5\,200 = 1\,554\,800 \text{ kWh/an};$$

— energia utilă pentru comprimare :

$$W_u = P_u \cdot t = 206 \cdot 5\,200 = 1\,071\,200 \text{ kWh/an}.$$

Pentru creşterea performanţelor compresorului prin recuperarea energiei termice, s-a realizat *Instalaţia pentru recuperarea energiei termice la compresoare şi transformarea ei în energie electrică*, Brevet R.S.R. 66556—1977.

Descrierea funcţionării instalaţiei

În figura 1 se prezintă schema de principiu a instalaţiei, rezultînd modul de funcţionare.

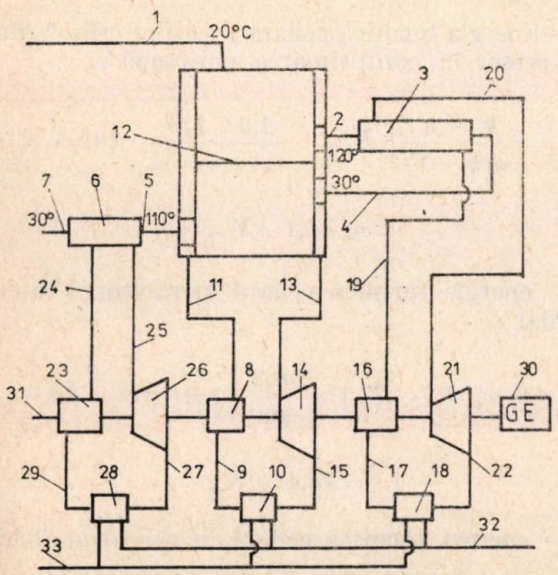


Fig. 1

Aerul ambiant este aspirat prin conducta *1* în prima treaptă a compresorului, comprimat şi refulat în recuperatorul de energie *3*. După ce aerul este răcit, se introduce în treapta a II-a a compresorului prin conducta *4*. Aerul comprimat în treapta a II-a este condus prin conducta *5* în recuperatorul de energie *6*, după care este condus prin conducta *7* spre utilizare.

Pentru recuperarea energiei termice, în scopul creşterii performanţelor compresorului, se folosesc trei circuite.

CIRCUITUL 1

Pompa *16* aspiră prin conducta *17* freonul condensat în condensatorul *18* şi îl refulează prin conducta *19* în recuperatorul *3*, unde freonul preia energia aerului comprimat în treapta I a compresorului. Freonul se vaporizează. Vaporii saturaţi de freon trec prin conducta *20* în turbina *21* unde produc lucru mecanic. Vaporii umezi de freon de la ieşirea turbinei *21* sînt conduşi prin conducta *22* în condensatorul *18* în care se produce condensarea, ciclul repetîndu-se.

CIRCUITUL 2

Pompa *8* aspiră prin conducta *9* freonul condensat din condensatorul *10* şi îl refulează, prin conducta *11*, în cămaşa cilindrului compresorului, unde freonul preia energia înmagazinată în pereţii cilindrului, în procesul de compresie politropică. Astfel, freonul se vaporizează. Vaporii saturaţi de freon sînt conduşi prin conducta *13* la turbina *14* unde, prin destindere, se obţine lucru mecanic. Vaporii umezi de freon ajung în condensatorul *10* prin conducta *15*, unde se produce condensarea, ciclul repetîndu-se.

CIRCUITUL 3

Pompa *23* aspiră, prin conducta *29*, freonul condensat din condensatorul *28* şi îl refulează prin conducta *24*, în recuperatorul de energie *6*, unde freonul preia energia termică a aerului comprimat în treapta a II-a a compresorului.

Freonul se vaporizează. Vaporii saturaţi de freon sînt conduşi prin conducta *25* în turbina *26* unde, prin destindere, produc energie mecanică. Vaporii umezi de freon din turbina *25* ajung prin conducta *27* în condensatorul *28*, unde se produce condensarea, ciclul repetîndu-se.

Condensatoarele *10*, *18*, *28* pentru realizarea condensării vaporilor umezi de freon sînt racordate la un circuit de răcire cu apă printr-o conductă comună de aspiraţie a apei de răcire *32*.

Apa încălzită în condensatoare este evacuată prin conducta comună *33*. Turbinele cu vapori de freon *21*, *14*, *16*, care produc energie mecanică, sînt cuplate pe acelaşi ax *31*, pe care sînt montate pompele de circulaţie a freonului *16*, *8*, *23*, respectiv generatorul electric *30*, care asigură conversia energiei mecanice în energie electrică.

Stabilirea performanţelor realizate de instalaţie

Prin răcirea cilindrilor compresorului prin vaporizare cu freon R-12, compresorul va realiza următoarele performanţe :

— temperatura aerului la intrare, $T_1 = 293$ K;

— presiunea aerului la intrare, $P_1 = 10^5 \text{N/m}^2 = 1$ bar;

— exponentul politropic în treaptele I și a II-a:

$$n_1 = n_2 = n = 1{,}3;$$

— presiunea la refulare din treapta I:

$$p_x = 2{,}83 \text{ bar};$$

— presiunea la refulare din treapta a II-a:

$$p_2 = 8 \text{ bar};$$

— temperatura apei de răcire la intrare:

$$t_{ia} = 10°\text{C};$$

— temperatura aerului comprimat la ieșire din treapta I:

$$T_{1e} = T_1 \left(\frac{P_2}{P_x}\right)^{\frac{n-1}{n}} = 293 \cdot 2{,}83^{\frac{0{,}3}{1{,}3}} = 373 \text{ K};$$

— temperatura aerului comprimat la intrare în treapta a II-a:

$$T_2 = T_{2i} \left(\frac{p_2}{p_x}\right)^{\frac{n-1}{n}} = 293 \cdot 2{,}83^{\frac{0{,}3}{1{,}3}} = 373 \text{ K}.$$

Lucrul mecanic politropic în treapta I este egal cu lucrul mecanic politropic în treapta a II-a și se determină cu relația:

$$L_{pol_1} = L_{pol_2} = \frac{n}{n-1} mRT_1 \left[1 - \left(\frac{P_x}{P_1}\right)^{\frac{n-1}{n}}\right] =$$

$$= -5{,}77 \text{ MJ/min}.$$

Lucrul mecanic politropic este egal cu:

$$L_{pol} = 2L_{pol_1} = -2 \cdot 5{,}77 = -11{,}54 \text{ MJ/min}.$$

Lucrul mecanic izotermic este egal cu:

$$L_{iz} = 2 \cdot mRT_1 \ln \frac{P_x}{P_1} = -10{,}18 \text{ MJ/min}.$$

Randamentul indicat al compresorului este:

$$\eta_i = \frac{L_{iz}}{L_{pol}} = \frac{10{,}18}{11{,}54} = 0{,}882 = 88{,}2\%.$$

Se consideră:

— randamentul mecanic al compresorului $\eta_{mec} = 0{,}9$;

— randamentul motorului electric de acționare $\eta_{ME} = 0{,}93$.

Randamentul efectiv al compresorului va fi:

$$\eta_{ef} = \eta_E \cdot \eta_{mec} \cdot \eta_{ME} = 0{,}739 = 73{,}9\%.$$

Puterea de comprimare politropică este egală cu:

$$P_{pol} = \frac{L_{pol}}{60} = \frac{11{,}54 \cdot 10^3}{60} = 192{,}5 \text{ kW}.$$

Cunoscînd puterea de comprimare politropică și randamentul efectiv al compresorului, se determină puterea absorbită de motor din rețea:

$$P_c = \frac{P_{pol}}{60} = \frac{192{,}5}{60} = 261 \text{ kW}.$$

În concluzie, aplicarea instalației la compresorul REȘIȚA de 45 m³/min determină:

- obținerea unui randament indicat, superior cu 6,3 % față de randamentul indicat inițial;
- obținerea unui randament efectiv, superior cu 7,1% față de randamentul efectiv inițial;
- reducerea puterii absorbite din rețea cu 38 kW față de puterea absorbită inițial.

Recuperarea energiei termice și conversia în energie electrică

— Energia termică cedată pereților cilindrului compresor la comprimarea politropă:

$$Q_c = \frac{k-n}{n(k-1)} \cdot P_{pol} = \frac{1{,}4-1{,}3}{1{,}3(1{,}4-1)} \cdot 192{,}5 =$$

$$= 37{,}1 \text{ kW};$$

— energia termică cedată în răcitorul intermediar:

$$Q_{Ri} = m \cdot c_p (T_{1i} - T_{2i}) = \frac{58{,}2}{60} \cdot 1{,}01(373-293) =$$

$$= 78{,}4 \text{ kW};$$

— energia termică cedată în răcitorul final:

$$Q_{Rf} = m \cdot c_p (T_{2e} - T_3) = \frac{58{,}2}{60} (373-293) \cdot 1{,}01 =$$

$$= 78{,}4 \text{ kW}.$$

Calculul circuitului de recuperare 1

Acesta este redat în tabelul 1, iar diagrama ciclului $T-S$ în figura 2.

Tabelul 1

$P_1 = 25{,}62$ at				$P_2 = 5{,}16$ at			
t	85°C	r	21,9 kcal/kg	t	16°C	r	35,08 kcal/kg
i'	121,61 kcal/kg	s'	1,0648 kcal/kg K	i'	103,63 kcal/kg	s'	1,01281 kcal/kg K
i''	143,51 kcal/kg	s''	1,126 kcal/kg K	i''	138,72 kcal/kg	s''	1,13415 kcal/kg K

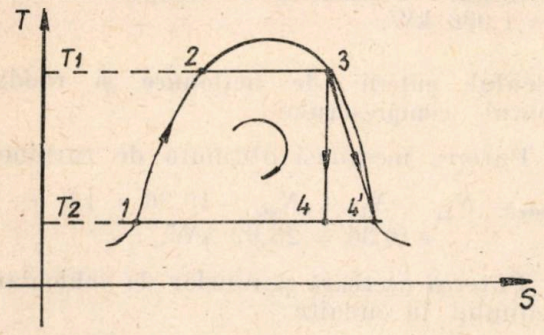


Fig. 2

Transformarea 3—4 este adiabată: $S_3 = S_4$;
— titlul vaporilor în punctul 4 este:

$$x_4 = \frac{s_3 - s_1'}{s_1'' - s_1'} = \frac{1{,}126 - 1{,}01281}{1{,}13415 - 0{,}01281} = 0{,}934;$$

— entalpia vaporilor în punctul 4 este:

$$i_4 = i_1' + x_4 \cdot r = 103{,}63 + 0{,}934 \cdot 35{,}08 = 138{,}43 \text{ kcal/kg};$$

— lucrul mecanic teoretic în turbină este:

$$l_{3-4} = i_1' - i_4 = 143{,}51 - 138{,}43 = 7{,}08 \text{ kcal/kg} = 29{,}6 \text{ kJ/kg};$$

— randamentul teoretic termic în circuit:

$$\eta = \frac{i_3 - i_4}{i_3 - i_1'} = \frac{7{,}08}{143{,}51 - 103{,}63} = 0{,}1775 = 17{,}75\%.$$

Considerînd:

— randamentul indicat $\eta_i = 90\%$;
— randamentul generatorului recuperator $\eta_G = 92\%$;
— randamentul mecanic $\eta_{mec} = 90\%$, rezultă randamentul efectiv de recuperare în circuitul 1:

$$\eta_{ef1} = \eta_t \cdot \eta_i \cdot \eta_G \cdot \eta_{mec} = 0{,}1322 = 13{,}22\%.$$

Puterea introdusă în circuitul 1, $P_1 = 78{,}4$ kW. Din randamentul efectiv de recuperare, $\eta_{ef1} = 0{,}1322$, rezultă puterea produsă de turbina *21*:

$$N_{21} = \eta_{ef1} P_1 = 0{,}1322 \cdot 78{,}4 = 10{,}36 \text{ kW}.$$

Din relaţia:

$$N_{21} = m_1 \cdot L = m_1(i_3 - i_4)\eta_i \cdot \eta_{mec},$$

se determină debitul masic de freon care circulă în circuitul 1 de recuperare pentru a produce puterea N_{21}:

$$m_1 = \frac{N_{21}}{(i_3 - i_4)\eta_{imec}} = \frac{10{,}36}{29{,}6 \cdot 0{,}9 \cdot 0{,}9} = 0{,}4316 \text{ kg/s}.$$

Energia cedată în condensatorul *18* se determină cu relaţia:

$$Q_{18} = m_1(i_4' - i_1'), \text{ kcal/s}.$$

Cunoscînd randamentul indicat $\eta_i = 90\%$ din relaţia $i_4' = i_3 - \eta_i(i_3 - i_4)$ se determină entalpia vaporilor de freon în punctul 4 realizat în turbina *21*:

$$i_4' = 143{,}51 - 0{,}9 \cdot 7{,}08 = 137{,}138 \text{ kcal/kg};$$

$$Q_{18} = 0{,}4136(137{,}138 - 103{,}63) = 14{,}46 \text{ kcal/s}.$$

Debitul masic de apă de răcire în circuitul 1 este:

$$m_{w1} = \frac{Q_{18}}{c \cdot \Delta t} = \frac{14{,}46}{5} = 2{,}89 \text{ kg/s}.$$

Din relaţia:

$L_p = (p_1 - p_2)v_2'$ se determină lucrul mecanic necesar pentru a pompa 1 kg de freon:

$$L_p = (25{,}62 - 5{,}16) \cdot 10^4 \cdot 968 \cdot 10^{-6} = 197{,}6 \text{ kgm/kg};$$

$$L_p = m_1 \cdot L_p = 0{,}4316 \cdot 197{,}6 + 85{,}4 \text{ kgm/s}.$$

Considerînd randamentul pompei *16* egal cu $\eta_p = 0{,}8$, rezultă puterea necesară acţionării:

$$N_{16} = \frac{L_p}{102 \cdot \eta_p} = \frac{85{,}4}{102 \cdot 0{,}8} = 1{,}036 \text{ kW}.$$

Calculul circuitului de recuperare 2

Pentru recuperarea energiei termice cedate pereților cilindrului compresor, se utilizează un ciclu cu vapori de freon R—12 la temperatura de 85°C și presiunea de 25,62 at, care se destind la presiunea de 5,16 at și temperatura de 16°C.

Randamentul efectiv de recuperare în circuitul 2 este :

$$\eta_{ef2} = 13{,}22\,\%.$$

Puterea introdusă în circuitul 2 fiind $P_2 = 37{,}1$ kW, iar randamentul efectiv de recuperare $\eta_{ef2} = 0{,}1322$, cu relația :

$$N_{14} = \eta_{ef2} \cdot P_2, \text{ kW},$$

se determină puterea efectivă produsă de turbina *14* :

$$N_{14} = 0{,}1322 \cdot 37{,}1 = 4{,}9 \text{ kW}.$$

Debitul masic de freon utilizat în circuitul 2, pentru a produce puterea $N_{14} = 4{,}9$ kW, este egală cu :

$$m_2 = \frac{N}{(i_3 - i_4)\eta_i \cdot \eta_{mec}} = \frac{4{,}9}{29{,}6 \cdot 0{,}9 \cdot 0{,}9} = 0{,}204 \text{ kg/s}.$$

Energia cedată în condensatorul *10* este egală cu :

$$Q_{10} = m_2(i'_4 - i'_1) = 0{,}204\,(137{,}138 - 103{,}63) = 6{,}85 \text{ kcal/s}.$$

Debitul masic de apă de răcire în circuit este :

$$m_{w2} = \frac{Q_{10}}{c \cdot \Delta t} = \frac{6{,}85}{5} = 1{,}37 \text{ kg/s}.$$

Lucrul mecanic necesar pentru pomparea a m_2 kg de freon în circuitul 2 de recuperare este egal cu :

$$L_2 = m_2 L_p = 0{,}204 \times 197{,}6 = 40{,}35 \text{ kgm/s}.$$

Considerînd randamentul pompei $\eta_p = 0{,}8$, puterea necesară pentru pompare este egală cu :

$$N_8 = \frac{L_2}{102 \cdot \eta_p} = \frac{40{,}35}{102 \cdot 0{,}8} = 0{,}495 \text{ kW}.$$

Calculul circuitului de recuperare 3

Pentru recuperarea energiei termice conținute în aerul comprimat introdus în răcitorul final *6* se folosește un ciclu cu vapori de freon R—12 la temperatura de 85°C și presiunea de 25 at, care se destind la presiunea de 5,16 și temperatura de 16°C.

Puterea produsă de turbina *26* este $N_{26} = 10{,}36$ kW.

Debitul masic de freon utilizat în circuitul 3 pentru a produce puterea $N_{26} = 10{,}36$ kW este $m_3 = 0{,}4316$ kg/s.

Energia cedată în condensatorul *28* este $Q_{28} = 14{,}46$ kcal/s.

Debitul masic de apă de răcire în circuit este $m_{w3} = 2{,}89$ kg/s.

Puterea necesară pompei *23* pentru vehicularea freonului în circuitul de recuperare *3* este $N_{23} = 1{,}036$ kW.

Calculul puterii de acționare și randamentul compresorului

— Puterea mecanică obținută de turbine :

$$N_{mec} = N_{21} + N_{14} + N_{26} = 10{,}36 + 4{,}9 + 10{,}36 = 25{,}62 \text{ kW}.$$

— Puterea necesară pompelor de vehiculare a freonului în circuite :

$$N_p = N_{16} + N_8 + N_{23} = 1{,}036 + 0{,}495 + 1{,}036 = 2{,}567 \text{ kW}.$$

— Puterea mecanică utilă a instalației :

$$N_U = N_{mec} - N_p = 23{,}053 \text{ kW}.$$

Considerînd randamentul generatorului electric 30 egal cu $\eta_{G30} = 90\,\%$, rezultă puterea electrică obținută în instalația de recuperare :

$$N_E = \eta_{G30} \cdot N_U = 0{,}9 \cdot 23{,}053 = 20{,}75 \text{ kW}.$$

Debitul de apă de răcire în instalație este :

$$m_w = m_{w1} + m_{w2} + m_{w3} = 2{,}89 + 1{,}37 + 2{,}89 = 7{,}15 \text{ kg/s}.$$

Puterea electrică absorbită de compresor în cazul utilizării instalației este :

$$P_{c1} = 261 \text{ kW},$$

iar puterea electrică debitată de generatorul electric al instalației de recuperare $N_E = 20{,}75$ kW ; rezultă că puterea efectivă necesară a compresorului este :

$$P_{nec} = P_{c1} - N_E = 261 - 20{,}75 = 240{,}25 \text{ kW}.$$

Randamentul compresorului în cazul utilizării instalației de recuperare este :

$$\eta_{IR} = \frac{P_{pol}}{P_{nec}} = \frac{192{,}5}{240{,}25} = 80{,}2\,\%,$$

deci randamentul total este cu 16,24 mai mare decît randamentul global al compresorului actual.

Puterea economisită la un compresor, utilizînd instalația de recuperare, este egală cu :

$$\Delta P = P_c - P_{nec} = 58{,}75 \text{ kW}.$$

Considerînd timpul anual de utilizare al unui compresor echipat cu instalaţia de recuperare, egal cu 5 200 h/an, rezultă că energia electrică recuperată pe compresor anual este egală cu :

$$\Delta W = P_x \cdot t_0 = 58{,}75 \cdot 5\,200 = 305\,500 \text{ kWh/an.}$$

Concluzii

În baza celor prezentate mai sus, rezultă că prin aplicarea instalaţiei de recuperare a energiei termice şi conversia energiei recuperate în energie electrică la un compresor REŞITA cu debitul de 45 Nm³/min, se realizează următoarele :

— creşterea performanţelor globale ale compresorului de la 69 la 80,24%, deci o creştere cu 16,24% a randamentului ;

— scăderea puterii absorbite de compresor pentru compresia politropică de la 206 la 192,5 kW, deci o diminuare a puterii cu 6,55% ;

— scăderea puterii motorului de acţionare de la 299 la 240,25 kW, realizînd cîştigul de putere $\Delta P = 58{,}75$ kW, deci o scădere a puterii absorbite din reţea cu 19,6% ;

— realizarea unei economii anuale de energie electrică pe un compresor de aproximativ 300 MWh.

Bibliografie

[1] Zaharescu, I. *Soluţii energotehnologice de valorificarea gazelor calde, cu potenţial termic mediu şi scăzut.* Ed. tehnică, Bucureşti

[2] * * * *Pompe de căldură.* Catalog „Tehnofrig".

[3] * * * Revista Ştiinţă şi tehnică, nr. 6, 1986.

Regimul de lucru al sondelor în erupţie naturală, în cazul considerării sistemului de ansamblu, alcătuit din trei componente: strat productiv-sondă de extracţie-conductă de amestec

Prof. dr. ing. **I. Tocan**
Institutul de Petrol şi Gaze Ploieşti

Elemente de principiu

Într-un articol publicat anterior [1], în Buletinul Institutului de Petrol, Gaze şi Geologie din Bucureşti, în anul 1972, au fost deja expuse elementele de bază ale metodei de estimare a parametrilor regimului de lucru la sonde în erupţie naturală, în cazul considerării sistemului alcătuit din două componente (strat productiv-sondă de extracţie), fiind prezentate două procedee grafice, şi anume :

— *procedeul 1*, bazat pe curbele de reglare a funcţionării sondei ;

— *procedeul 2*, bazat pe curba transformată de comportare a sistemului strat productiv-sondă de extracţie.

Luînd în considerare sistemul cu două componente (strat-sondă), este evident că, la capătul final al traseului considerat, presiunea p_2 ar putea lua valori începînd chiar cu valoarea zero, ceea ce ar corespunde situaţiei în care sonda ar produce într-un vas de colectare (habă sau rezervor) instalat în imediata apropiere a sondei.

De fapt, în realitate, fluidele care curg din sondă se deplasează prin aşa-numita conductă de amestec pînă la un separator de gaze-ţiţei în cadrul parcului de separatoare, situat la o anumită distanţă de sonda respectivă. La acest capăt de traseu, presiunea fluidelor va fi egală cu presiunea din separator. Prin urmare, valoarea presiunii p_2, de la gura sondei, va trebui să fie suficient de mare pentru a acoperi pierderile de presiune care au loc de-a lungul conductei de amestec şi presiunea din separatorul de gaze-ţiţei.

Pentru rezolvarea problemei, admiţînd sistemul alcătuit din trei componente (strat-sondă-conductă de amestec), pot fi luate în considerare următoarele două cazuri :

- în sistemul respectiv nu sînt prezente restricţii (la ieşirea din sondă, ţiţeiul trece direct în conducta de amestec) ;
- în sistem sînt prezente restricţii (sonda este echipată cu duză de suprafaţă).

Cazul I

Obţinerea soluţiei impune construirea următoarelor curbe de comportare, de tipul $Q = Q(p_2)$;

— o curbă transformată de comportare, pentru sistemul strat productiv-sondă de extracţie ;

— o curbă de reglare, pentru conducta de amestec racordată la separatorul de gaze-ţiţei.

Cazul II

În acest caz, sînt posibile două variante de abordare.

Varianta 1, în care se face corectarea soluţiei obţinute în cazul I (extracţia fără res-

tricţii), prin luarea în considerare a efectului includerii în sistem a unei duze de suprafaţă.

Varianta 2, în care obţinerea soluţiei impune construirea următoarelor curbe de comportare, de tipul $Q = Q(p_f)$:

— o curbă de aflux, pentru zona de drenaj;

— o curbă de reglare, pentru sistemul sondă de extracţie-conductă de amestec, pornind de la presiunea din separator.

Metodologia de calcul

Cazul I. Sistemul fără restricţii

a. Curba transformată de comportare a sistemului strat-sondă

Pentru construirea acestei curbe, se procedează astfel [2].

1. Se construieşte curba de comportare a formaţiunii productive cu privire la afluxul de fluide din strat în sondă (curba de aflux), în sistemul de axe debit-presiune p_f.

2. Sînt admise cîteva valori pentru debitul Q, corespunzător cărora sînt construite seturi de curbe de variaţie a presiunii în sondă, de tipul $p = p(L)$.

3. Cu ajutorul curbei de aflux, se determină valorile presiunii p_f care ar trebui să existe în sondă, la nivelul stratului productiv, pentru ca din acesta afluxul de fluide să aibă loc cu debitele admise.

4. Cunoscînd valorile presiunii p_f şi utilizînd seturile de curbe de variaţie $p = p(L)$, se determină valorile presiunii p_2 care ar trebui menţinute la extremitatea de sus a coloanei de extracţie, pentru ca sonda să producă cu debitele de lichid admise.

5. Se reprezintă grafic corespondenţa de valori $Q - p_2$ obţinută şi se obţine curba transformată de comportare a sistemului strat-sondă.

b. Curba de reglare pentru conducta de amestec

Pentru construirea unei astfel de curbe, se utilizează seturile corespunzătoare de curbe de variaţie a presiunii în conducte orizontale şi se aplică aceeaşi schemă de rezolvare ca în cazul curbei de reglare construită pentru traseul de ascensiune prin coloana de extracţie, şi anume.

1. Se porneşte de la presiunea existentă în separatorul de gaze-ţiţei, considerată pe axa presiunilor în graficul cu curbe de variaţie a presiunii, de tipul $p = p(l)$.

2. Se determină lungimile echivalente pentru p_{sep} şi, apoi, pentru p_2, cu care se determină presiunile p_2 aplicînd procedeul de corelare a presiunilor existente la extremităţile unui traseu de curgere dat.

3. Se trasează curba respectivă, cu ajutorul corespondenţei de valori $Q - p_2$, obţinută pentru acest traseu.

c. Parametrii regimului de lucru

Debitul de lichid Q_{regim}, extras la suprafaţă, în cazul funcţionării de regim a sondei, corespunzător presiunii din separator, respectiv presiunea p_{2regim}, existentă în acest caz la gura sondei, se obţin din grafic, reprezentînd coordonatele punctului de intersecţie al celor două curbe menţionate mai sus.

Cazul II. Sistemul cu restricţii

Prin instalarea unei duze de suprafaţă, prin care fluidul este forţat să curgă, înainte de a ajunge în conducta de amestec, este creată o cădere de presiune în sistem, justificată de necesitatea reglării funcţionării cu debite corespunzătoare.

Valoarea căderii de presiune, care are loc la curgerea prin duză a unui amestec bifazic, constituie încă obiect de studiu. De aceea, pentru corelarea presiunilor care se stabilesc la cele două capete ale canalului de trecere prin duză, în condiţii determinate, se poate accepta, cu scop estimativ, o anumită relaţie, de exemplu :

$$\frac{p_2^*}{p_2} = 0{,}5 \text{ sau } p_2 = 2 \cdot p_2^* \quad (\Delta p_{duză} = p_2 - p_2^*)$$

unde :

p_2 este presiunea la intrarea fluidului în duză (în amonte);

p_2^* — presiunea la ieşirea fluidului din duză (în aval).

Prin urmare, dacă se admite o presiune în separatorul de gaze-ţiţei şi se determină o serie de valori ale presiunii p_2^* (în aval de duză), pentru a stabili valorile presiunii p_2 (în amonte de duză) se aplică relaţia $p_2 = 2p_2^*$.

Varianta 1, cu corectarea soluţiei obţinute în cazul sistemului fără restricţii

În acest caz, se procedează astfel.

1. Se porneşte de la presiunea la care are loc procesul de separare în separatorul de gaze-ţiţei şi, utilizînd curbele de variaţie a presiunii prin astfel de conducte, se determină seria de valori p_2^* corespunzătoare valorilor admise ale debitului Q, pentru care sînt construite seturile respective de curbe de variaţie a presiunii în conducte orizontale.

2. Se calculează valorile presiunii p_2, cu relaţia menţionată.

3. Se întocmeşte un tabel de valori din care va rezulta corespondenţa necesară de valori debit-presiune, pentru trasarea fie a curbei de comportare fără restricţii, fie a curbei de comportare care include şi efectul datorit prezenţei duzei.

4. Se trasează, pe acelaşi grafic, în acelaşi sistem de axe de coordonate, curba transformată de comportare a sistemului strat-sondă.

5. Proiecţiile pe axele de coordonate ale punctului de intersecţie al curbelor respective corespund cu parametrii regimului de funcţio-

nare Q_{regim} și p_{2regim}, incluzînd și efectul datorit prezenței duzei în sistem.

Observație. Pentru comparație, se va trasa și curba care oferă soluția de bază pentru cazul curgerii fluidului atunci cînd în sistem nu este montată duză de suprafață.

Varianta 2

În acest caz, pentru obținerea soluției se adoptă o schemă de rezolvare în care cele trei componente ale sistemului de ansamblu se grupează în două, punctul de joncțiune fiind considerat în sondă, la nivelul stratului productiv.

Prin urmare, în principiu, se construiește curba de comportare a stratului productiv (curba de aflux) și o curbă de comportare a sondei și a conductei de amestec, inclusiv duza de suprafață, de tipul unei curbe de reglare [1].

Procedeul de rezolvare este următorul.

1. Se construiește curba de aflux.

2. Se construiește curba de comportare a sistemului sondă — conductă de amestec, pornind de la presiunea din separator, p_{sep}.

Pentru aceasta este necesar, în primul rînd, a corela presiunile de la extremitățile conductei de amestec, corespunzător diferitelor valori ale debitului Q, cu ajutorul curbelor de variație a presiunii în conducte orizontale, potrivit schemei :

$$Q \rightarrow p_{sep} \rightarrow l_{p_{sep}} \rightarrow l_{p_2} \rightarrow p_2.$$

Apoi, se face corecția pentru prezența căderii de presiune în duza de suprafață, trecînd de la p_2^* la p_2, cu relația $p_2 = 2p_2^*$, și se obține corespondența de valori $Q - p_2$.

În continuare, ținînd seama de seria de valori p_2, prezente în amonte de duză, pentru fiecare din acestea se determină o valoare p_f, utilizînd curbele de variație a presiunii în coloana de extracție (țevi verticale). În acest fel, se obține corespondența de valori debit-presiune p_f, cu care se construiește curba respectivă în sistemul de axe corespunzător.

3. Se face proiecția pe axele de coordonate a punctului de intersecție al celor două curbe și se obține perechea de valori Q_{regim} și p_{fregim}, care reprezintă parametrii regimului de lucru cu care urmează să funcționeze sonda.

Observație. Pentru comparație, în același grafic se construiește și curba de reglare pentru traseul sondă-conductă de amestec, obținută în același mod, fără a lua în considerare prezența căderii de presiune în duză.

Exemplu

Date

$L = 2\,000$ m — lungimea coloanei de extracție introdusă cu sabotul la intrarea în perforaturi ;

$I_p = 1{,}5 \dfrac{\text{m}^3/24\text{h}}{\text{kgf/cm}^2} = 0{,}1529 \dfrac{\text{m}^3/24\text{h}}{\text{N/cm}^2}$ — indicele de productivitate al stratului ;

$p_{str} = 175$ kgf/cm^2 = 1 716,75 N/cm^2 — presiunea de strat ;

$R_{gt\,0} = 100$ m^{3}N/m^3 — rația de gaze-țiței a sondei ;

$n = 0{,}9$ — exponentul din ecuația de aflux ;

$d_t = 2$ in — diametrul coloanei de extracție ;

$p_{sep} = 7$ kgf/cm^2 = 68,67 N/cm^2 — presiunea în separatorul de gaze-țiței ;

$d_{cond} = 2$ in — diametrul conductei de amestec care face legătura între sondă și separatorul de gaze-țiței ;

$l_{cond} = 600$ m — lungimea conductei de amestec ;

$\gamma_t = 0{,}876$ kgf/dm^3 = 8,594 N/dm^3 — greutatea specifică a țițeiului ;

$n_a = 0$ — sonda nu produce apă ;

● *Se cere* să se determine parametrii regimului de lucru.

Rezolvare

Cazul I. Sistemul fără restricții

a. Curba transformată de comportare a sistemului strat-sondă

● Pentru aceasta, fiind necesară cunoașterea comportării stratului productiv, se scrie ecuația de aflux particularizată :

$$Q = 1{,}5\ (175 - p_f)^{0{,}9}.$$

Cu aceasta, pentru trasarea curbei de aflux, se determină valorile debitului Q, corespunzătoare anumitor valori ale presiunii p_f, de exemplu :

p_f, kgf/cm^2,	170	150	125	100	75	25
N/cm^2	1 667,7 ;	1 471,5 ;	1 226,25 ;	981 ;	735,75 ;	245,25 ;
Q, m^3/24h,	6,39 ;	27,18 ;	50,72 ;	73,05 ;	94,6 ;	136,32.

Se determină, apoi, debitul potențial al stratului pentru $p_f = 0$.

$$Q_{pot} = I_p p_{str}^n = 1{,}5 \cdot 175^{0{,}9} = 156{,}61 \text{ m}^3/24\text{h}.$$

Dispunînd acum de corespondența de valori $Q - p_f$, se poate face reprezentarea grafică a curbei de comportare a stratului productiv cu privire la afluxul de fluide (curba *1*), în sistemul de axe de coordonate debit-presiune (fig. 1).

● Sînt admise cîteva valori ale debitului Q, pentru care se dispune de seturi de curbe de

variație a presiunii în coloana de extracție cu diametrul de 2 in, de exemplu :

Q, m³/24h, 7,94 ; 15,88 ; 31,75 ; 63,5 ; 95,26.

● Din graficul cu curba de aflux (fig. 1) sau folosind ecuația de aflux particularizată, se determină valorile corespunzătoare ale pre-

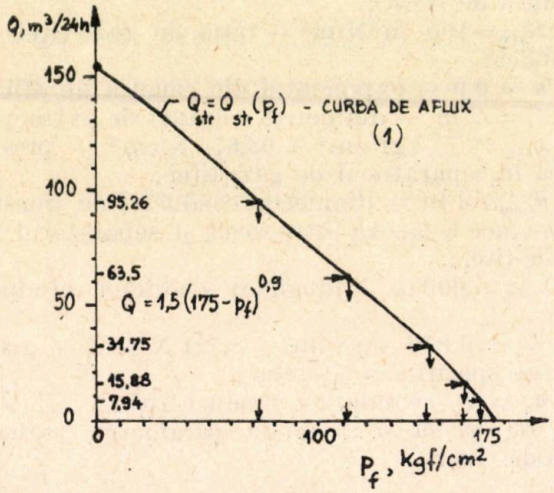


Fig. 1. Curba de comportare a stratului productiv cu privire la afluxul de fluide în sondă

siunii p_f, pentru care stratul produce cu debitele menționate și anume :

p_f, kgf/cm²,	168,63 ;	161,24 ;	145,29 ;	110,82 ;	72,28 ;
N/cm²,	1 654,26 ;	1 581,76 ;	1 425,29 ;	1 087,14 ;	709,07.

● Cu aceste valori ale lui p_f, folosind curbele de variație a presiunii în coloana de extracție și aplicînd procedeul corelării presiunilor de la extremitățile traseului de ascensiune, se determină valorile corespunzătoare ale presiunii p_2 de la gura sondei, respectiv corespondența de valori debit-presiune p_2 :

Q, m³/24h,	7,94 ;	15,88 ;	31,75 ;	63,5 ;	95,26 ;
p_2, kgf/cm²,	58 ;	68,5 ;	70 ;	38,5 ;	10 ;
N/cm²,	568,98 ;	671,99 ;	686,70 ;	377,69 ;	98,10.

● Se face reprezentarea corespondenței de valori $Q-p_2$, în sistemul de axe de coordonate debit-presiune (fig. 2) și se obține curba transformată de comportare a sistemului strat-sondă (curba *2*).

b. Curba de comportare pentru conducta de amestec

Punctul de plecare îl constituie presiunea din separatorul de gaze țițeiului care, în acest caz, este egală cu 7 kgf/cm² (68,67 N/cm²). Folosind setul de curbe de variație a presiunii în conducte orizontale pentru diametrul de 2 in, dat fiind că d_{cond}=2 in, și ținînd seama de lungimea conductei de amestec, egală cu 600 m, se determină valorile presiunii p_2 care există în punctul de trecere a fluidelor din sondă în conducta de amestec, corespunzător fiecărui debit admis :

Q, m³/24h,	31,75 ;	63,5 ;	127 ;
p_2, kgf/cm²,	8 ;	10 ;	16 ;
N/cm²,	78,48 ;	98,1 ;	156,96.

Cunoscînd corespondența de valori $Q-p_2$ pentru acest traseu, se reprezintă grafic curba de comportare valabilă pentru conducta de amestec (curba *3*), în sistemul de axe de coordonate debit-presiune (fig. 2).

c. Parametrii regimului de lucru

Coordonatele punctului de intersecție al curbei *2* cu curba *3*, trasate pe același grafic (fig. 2), indică valorile parametrilor de lucru, în cazul funcționării de regim a sondei, și anume :

Q_{regim} = 93,5 m³/24h ;

$p_{f\,regim}$ = 12 kgf/cm² = 117,72 N/cm² ;

$p_{f\,regim}$ =76 kgf/cm² = 745,56 N/cm², valoare obținută ducînd orizontala din punctul de intersecție al curbelor *2* și *3* pînă la intersecția cu curba *1* de comportare a stratului productiv cu privire la aflux.

Cazul II. Sistemul cu restricții

Admițînd că în instalația de la gura sondei (capul de erupție) se montează o duză și, notînd presiunea în amonte cu p_2, iar în aval cu p_2^*, presiuni corelate cu relația convenită : $p_2 = 2p_2^*$, rezolvarea problemei se face potrivit celor două variante menționate, după cum urmează.

Varianta 1

În acest caz, efectuîndu-se numai o corecție a soluției obținute în cazul sistemului fără restricții, se păstrează aceeași schemă de rezolvare menționată în cazul I.

În acest sens, pentru ca în corelația debit-presiune stabilită anterior pentru conducta de amestec să fie inclus și efectul prezenței unei duze de suprafață, se rescrie corespondența de valori $Q-p_2$, în care valorile presiunilor de la extremitatea conductei de amestec, în punctul de legătură cu sonda, se vor nota cu p_2^* (în aval de duză), apoi se calculează presiu-

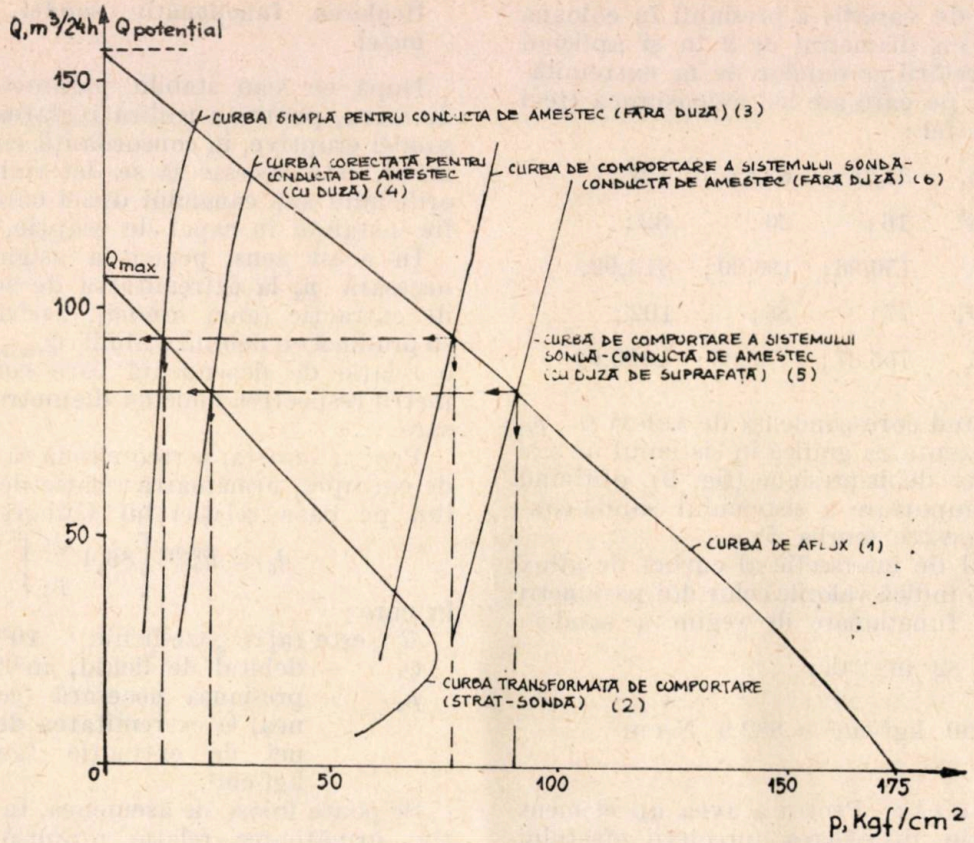


Fig. 2. Curbele de comportare utilizate pentru stabilirea parametrilor regimului de lucru.

nea în amonte de duză cu relația $p_2 = 2p_2^*$, rezultînd :

Q, m³/24h,	31,75 ;	63,5 ;	127 ;
p_2^*, kgf/cm²,	8 ;	10 ;	16 ;
N/cm²,	78,48 ;	98,10 ;	156,96 ;
p_2, kgf/cm²,	16 ;	20 ;	32 ;
N/cm²	156,96 ;	196,20 ;	313,92.

Noua corespondență de valori $Q - p_2$ obținută pentru conducta de amestec, la al cărei capăt (început de traseu) se află montată duza de suprafață, se reprezintă grafic sub forma curbei *4*, în același sistem de axe de coordonate debit-presiune (fig. 2).

Proiecțiile pe axele de coordonate ale punctului de intersecție al curbei *2* cu curba *4* indică cele două valori care definesc funcționarea de regim a sondei în acest caz, și anume :

$$Q_{\substack{regim \\ (restr)}} = 82 \text{ m}^3/24\text{h} ;$$

$$p_{2\,\substack{regim \\ (restr)}} = 23 \text{ kgf/cm}^2 = 225{,}63 \text{ N/cm}^2.$$

La acestea se poate adăuga și presiunea corespunzătoare în sondă, la nivelul stratului productiv, dedusă din grafic :

$$p_{f\,\substack{regim \\ (restr)}} = 90 \text{ kgf/cm}^2 = 882{,}9 \text{ N/cm}^2.$$

V a r i a n t a 2

Pentru obținerea soluției în acest caz, în primul rînd se trasează curba de aflux (curba *1*, în fig. 2) în același mod ca în cazul I descris anterior.

Se trasează, apoi, o curbă de reglare care exprimă comportarea sistemului bicomponent alcătuit din sondă și conducta de amestec, procedînd în felul următor.

● Se stabilește pentru conducta de amestec corespondența de valori $Q - p_2$, în modul descris în cazul I. Se face, apoi, trecerea de la p_2^* la p_2, potrivit relației $p_2 = 2p_2^*$, în acest fel obținînd corespondența de valori $Q - p_2$ pentru conducta de amestec, avînd inclus și efectul prezenței duzei de suprafață.

Prin urmare :

Q, m³/24h,	31,75 ;	63,5 ;	127 ;
p_2^*, kgf/cm²,	8 ;	10 ;	16 ;
N/cm²,	78,48 ;	98,10 ;	156,96 ;
p_2, kgf/cm²,	16 ;	20 ;	32 ;
N/cm²,	156,96 ;	196,20 ;	313,92.

● Pentru fiecare din seria de valori p_2 existente înainte (în amonte) de duză, se determină valorile corespunzătoare $p_1 = p_f$, utili-

zînd curbele de variaţie a presiunii în coloana de extracţie cu diametrul de 2 in şi aplicînd procedeul corelării presiunilor de la extremităţile traseului pe care are loc ascensiunea (ţevi verticale), astfel :

Q,	m³/24h,	31,75 ;	63,5 ;	127 ;
p_2,	kgf/cm²,	16 ;	20 ;	32 ;
	N/cm²,	156,96 ;	196,20 ;	313,92.
p_f,	kgf/cm²,	77 ;	85 ;	102 ;
	N/cm²,	755,37 ;	833,85 ;	1000,62.

● Cunoscînd corespondenţa de valori $Q-p_f$, se face reprezentarea grafică în sistemul de axe de coordonate debit-presiune (fig. 2), obţinînd curba de comportare a sistemului sondă-conductă de amestec (curba *5*).

● Punctul de intersecţie al curbei de aflux *1* cu curba *5* indică valorile celor doi parametri de lucru în funcţionare de regim a sondei :

$$Q_{\substack{regim \\ (restr)}} = 82 \text{ m}^3/24\text{h} ;$$

$$p_{f\,din\ \substack{regim \\ (restr)}} = 90 \text{ kgf/cm}^2 = 882{,}9 \text{ N/cm}^2.$$

O b s e r v a ţ i e. Pentru a avea un element de comparaţie, în vederea aprecierii efectului datorit prezenţei duzei în sistemul considerat, se construieşte şi curba de reglare care exprimă comportarea sistemului sondă-conductă de amestec în cazul în care, la sonda respectivă nu este montată o duză de suprafaţă. Pentru aceasta, determinarea seriei de valori $p_1 = p_f$ se face pornind direct de la p_2^*, procedeul de lucru fiind acelaşi. Corespondenţa de valori care se obţine, în acest caz, este următoarea :

Q,	m³/24h,	31,75 ;	63,5 ;	127 ;
p_2^*,	kgf/cm²,	8 ;	10 ;	16 ;
	N/cm²,	78,48 ;	98,10 ;	156,96 ;
p_f,	kgf/cm²,	62 ;	69 ;	83 ;
	N/cm²,	608,22 ;	676,89 ;	814,23.

Parametrii regimului de lucru indicaţi de punctul de intersecţie al curbei *6*, obţinută din reprezentarea corespondenţei de valori $Q-p_f$, cu curba de aflux *1*, sînt :

$$Q_{regim} = 93{,}5 \text{ m}^3/24\text{h} ;$$

$$p_{f\,regim} = 76 \text{ kgf/cm}^2 = 745{,}56 \text{ N/cm}^2.$$

Se observă că aceste valori concordă cu cele stabilite anterior, în cazul I, la intersecţia curbei *3* cu curba *1*.

De asemenea, se observă că în urma instalării duzei respective în sistem se produce o diminuare a debitului cu 11,5 m³/24h.

Reglarea funcţionării sondei cu ajutorul duzei

După ce s-au stabilit parametrii regimului de lucru, pentru a realiza reglarea funcţionării sondei eruptive, în concordanţă cu aceşti parametri, este necesar să se determine diametrul orificiului sau canalului duzei care urmează să fie instalată în capul de erupţie.

În acest sens, pentru a asigura presiunea necesară p_2 la extremitatea de sus a coloanei de extracţie (gura sondei), astfel încît sonda să producă cu debitul stabilit Q_{regim}, se foloseşte o relaţie de dependenţă care corelează parametrii respectivi, indicînd diametrul duzei necesare.

Pentru aceasta, se recomandă să se folosească, de exemplu, următoarea relaţie de calcul stabilită pe baza relaţiei lui Gilbert [5]:

$$d_0 = R_{gl0}^{0,289}\left[86{,}4\frac{Q_l}{p_2}\right]^{0,529},$$

în care :

R_{gl0} este raţia gaze-lichid, 10^3 m³N/m³ ;
Q_l — debitul de lichid, m³/24h ;
p_2 — presiunea necesară (contrapresiunea) la extremitatea de sus a coloanei de extracţie (gura sondei), kgf/cm².

Se poate folosi, de asemenea, în scop estimativ, următoarea relaţie propusă de autorul prezentului articol :

$$d_0 = R_{gl0}^{0,25}\left[3{,}16\frac{Q_l}{p_2}\right]^{0,5},$$

unde :

R_{gl0} este raţia gaze-lichid cu care produce sonda, m³N/m³.

Restul notaţiilor la fel ca mai sus.

Pentru reprezentarea curbei de comportare a duzei, relaţiile de calcul menţionate mai sus se rearanjează sub forma unei funcţii de tipul $Q = Q(p_2)$ pentru d_0 dat :

$$Q_l = \frac{1}{86{,}4}\frac{d_0^{1,89}}{R_{gl0}^{0,546}}p_2 = \delta_1^* \cdot p_2,$$

şi :

$$Q_l = \frac{1}{3{,}16}\frac{d_0^2}{R_{gl0}^{0,5}}p_2 = \delta_2^* \cdot p_2.$$

Reprezentată grafic în sistemul de axe de coordonate debit-presiune, funcţia respectivă se prezintă sub forma unei drepte care porneşte din originea axelor de coordonate.

Exemplu

Date

$R_{gto} = 100$ m³N/m³ — raţia gaze-ţiţei a sondei ;

$Q_l = 82$ m³/24h — debitul de lichid cu care urmează să producă sonda ;

$p_2 = 23$ kgf/cm² = 225,63 N/cm² — presiunea necesară la extremitatea de sus a coloanei de extracţie, pentru ca sonda să producă cu debitul de regim specificat.

Se cere:

— să se determine diametrul orificiului duzei de suprafață;

— să se reprezinte grafic curba de comportare a duzei.

Rezolvare

● Diametrul duzei

Folosind relația stabilită pe baza relației lui Gilbert:

$$d_0 = R_{gt0}^{0,289}\left[86{,}4\,\frac{Q_l}{p_2}\right]^{0,529} =$$

$$= 0{,}1^{0,289}\left[86{,}4\,\frac{82}{23}\right]^{0,529} = 10{,}65 \text{ mm}$$

sau relația propusă de Tocan I.:

$$d_0 = R_{gt0}^{0,25}\left[3{,}16\,\frac{Q_l}{p_2}\right]^{0,5} =$$

$$= 100^{0,25}\left[3{,}16\,\frac{82}{23}\right]^{0,5} = 10{,}61 \text{ mm},$$

se observă că diametrul necesar al duzei este de aproximativ 10,6 mm, diferența între rezultatele obținute cu cele două relații nefiind semnificativă.

● Curba de comportare a duzei

Pentru aceasta se determină, în primul rînd, constanta δ^*:

— relația Gilbert:

$$Q_l = \frac{1}{86{,}4}\,\frac{d_0^{1,89}}{R_{gt0}^{0,546}}\,p_2 = \frac{1}{86{,}4}\,\frac{10{,}65^{1,89}}{0{,}1^{0,546}}\,p_2 =$$

$$= 3{,}55775\ p_2;$$

— relația Tocan I.:

$$Q_l = \frac{1}{3{,}16}\,\frac{d_0^2}{R_{gt0}^{0,5}}\,p_2 = \frac{1}{3{,}16}\,\frac{10{,}61^2}{100^{0,5}}\,p_2 =$$

$$= 3{,}562408\ p_2.$$

Se admite, apoi, o valoare a presiunii p_2, de exemplu $p_2 = 30$ kgf/cm² cu care se determină un punct în cîmpul de reprezentare, determinînd debitul:

— relația Gilbert:

$$Q_l = \delta_1^* \cdot p_2 = 3{,}55775 \cdot 30 = 106{,}73 \text{ m}^3/24\text{h};$$

— relația Tocan I.:

$$Q_l = \delta_2^* \cdot p_2 = 3{,}562408 \cdot 30 =$$

$$= 106{,}87 \text{ m}^3/24\text{h}.$$

Cu aceste valori se trasează dreapta care reprezintă curba de comportare a duzei (curba *8*), în același grafic (fig. 2), punctul de intersecție al curbei *8* cu curba *2* confirmînd valorile parametrilor regimului de lucru stabilite anterior.

Concluzii

Introducînd conceptul funcționării combinate, interdependente a sistemului complex, alcătuit din stratul productiv, sonda de extracție și conducta de amestec racordată la un separator de gaze-țiței, și dispunînd de corelațiile respective, sub forma unor curbe de comportare în procesul de deplasare a fluidelor de-a lungul fiecărui traseu component, există posibilitatea de a stabili parametrii de lucru în funcționarea de regim a sondei.

În cadrul procedeelor prezentate, există posibilități de asociere a elementelor componente, cum ar fi de exemplu:

— stratul productiv cu sonda de extracție sub forma unei curbe transformate de comportare, care se combină apoi cu o curbă de reglare, construită pentru conducta de amestec;

— sonda de extracție asociată cu conducta de amestec, sub forma unei curbe de reglare, combinată apoi cu curba de aflux, construită pentru stratul productiv.

Procedeele respective se aplică fie în cazul simplu al sistemului fără restricții, fie în cazul sistemului cu restricții, adică în care este inclus și efectul prezenței unei duze de suprafață.

Cunoscînd parametrii de lucru în funcționare de regim, cu ajutorul acestora se determină diametrul necesar al duzei pentru reglarea funcționării sondei în concordanță cu condițiile stabilite.

Metoda prezentată este simplă, expeditivă și demnă de luat în considerare, cu condiția ca cei ce vor să o aplice să dispună de seturi corespunzătoare de curbe de variație a presiunii în coloana de extracție $p = p(L)$ și în conducte în care are loc curgere orizontală de tipul $p = p(l)$.

Bibliografie

[1] Tocan, I. *Metode de estimare a parametrilor regimului de lucru la sonde în erupție naturală, în cazul funcționării combinate a sistemului strat-sondă.* Buletinul Institutului de Petrol, Gaze și Geologie, Vol. XVIII, București, 1972.

[2] Tocan, I. *Tehnologia extracției petrolului.* Partea aII-a, fasc. 1, Institutul de Petrol și Gaze, Ploiești, 1984.

[3] Nind, T. E. W. *Principles of Oil Well Production.* McGraw-Hill Book Co., 1964.

[4] Brown, K. E. *The Technology of Artificial Lift Methods.* PennWell Books, PennWell Publishing Co., Tulsa, Oklahoma, 1984.

[5] Gilbert, W. E. *Flowing and Gas-lift Well Performance.* Drilling and Production Practice, A.P.I., 1954.

Calculul regimului de strîngere cu hidrotensoare a şuruburilor şi prezoanelor (I)

Prof. dr. ing. **A. Pavel**
Institutul de Petrol şi Gaze Ploieşti

1. Generalităţi. Clasificări. Particularităţi

În activitatea tehnologică modernă, în general, ponderea lucrărilor de lăcătuşerie implicînd operaţii de montare/asamblare şi de demontare/dezasamblare, în ansamblul general al lucrărilor de mentenanţă (preventivă şi/sau corectivă), este de peste 70% [4]. Aşa cum rezultă din experienţa practică, montarea şi demontarea îmbinărilor filetate (prin şuruburi de diferite tipuri, prezoane etc.) şi mai ales a celor de dimensiuni medii (M 20...M 40) şi mari sau gigantice (M 40...M 300...) constituie unele dintre operaţiile cele mai complicate, dificile, cu volum mare de muncă, faptic, ele fiind şi cele mai răspîndite operaţii de lăcătuşerie mecanică. De aceea, atunci cînd obiectul de studiu include îmbinări filetate aşa-zise mari, direcţiile principale privind perfecţionarea metodelor de montare-demontare sînt următoarele :

1 — în condiţiile m e t o d e l o r m a n u a l e — crearea unor tipuri de scule, dispozitive, mecanisme şi instalaţii care să permită creşterea momentului de strîngere (răsucire, torsiune) fără eforturi suplimentare fizice, umane; directe; practic, aceasta se materializează prin implementarea cheilor cu pîrghii (prelungitoare), a cheilor cu mecanisme de tip reductor şi a cheilor cu multiplicator hidraulic de moment de strîngere, de asemenea a cheilor multiplicatoare fără acţionare prin şoc;

2 — în condiţiile m e t o d e l o r m e c a n i z a t e — acordarea de prioritate sistemelor de strîngere/montare/demontare cu acţionare pneumatică sau hidraulică, de altfel, modalităţile respective de acţionare fiind cele pe baza cărora s-au conceput şurubelniţele automate, cu acţionare lină şi multiplicatoare de moment de strîngere, de asemenea aşa-numitele chei hidraulice; din ce în ce mai tentantă devine metoda strîngerii prin p r e î n t i n d e r e e l a s t i c ă (pretensionare) a şuruburilor şi prezoanelor folosind aşa-numitele h i d r o t e n s o a r e sau t e r m o t e n s o a r e [10; 15; 32].

Oricum, la conceperea şi realizarea sistemelor de montare/demontare în discuţie, întotdeauna şi în permanenţă se urmăreşte — ca ţel primordial — diminuarea gabaritului şi masei proprii, dar niciodată în detrimentul eficacităţii (puterii) şi rezistenţei lor mecanice.

Întreaga gamă multivariată a sistemelor tehnice (scule, dispozitive, mecanisme, instalaţii etc.), folosite în prezent pentru montarea şi demontarea îmbinărilor prin filet, se clasifică după cum urmează (fig. 1) [4]:

a) după c r i t e r i u l a n t r e n ă r i i / a c ţ i o n ă r i i, în: manuale (fig. 1*a*) şi mecanizate→electrice, pneumatice sau hidraulice (fig. 1*b*);

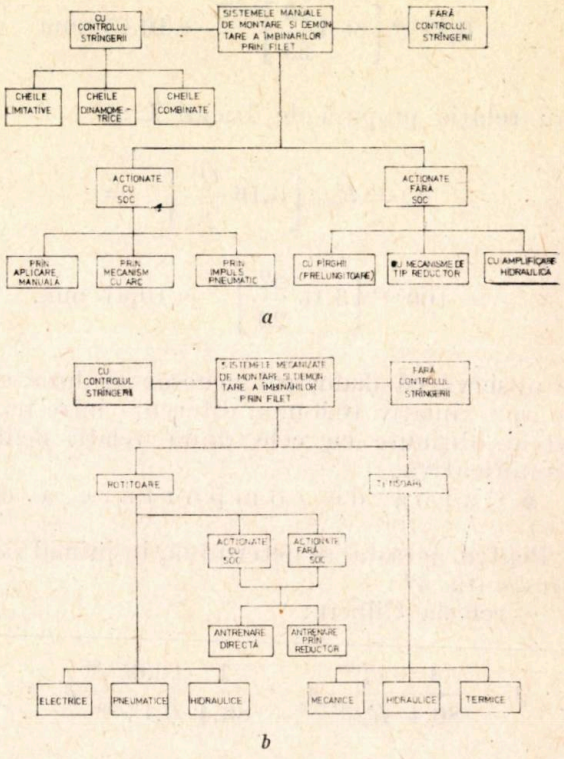


Fig. 1. Clasificarea sistemelor tehnice de montare şi demontare a îmbinărilor prin filet :
a — sistemele manuale; *b* — sistemele mecanizate.

b) după c r i t e r i u l m o d u l u i d e a c ţ i o n a r e a s u p r a c o m p o n e n t e l o r î m b i n ă r i l o r f i l e t a t e, în: cu şoc, prin răsucire/torsiune, prin întindere mecanică (tensoare mecanice sau mecanotensoare; tensoare hidraulice sau hidrotensoare) şi prin încălzire sau răcire (tensoare termice sau termotensoare);

c) după c r i t e r i u l p r i n c i p i u l u i d e a m p l i f i c a r e a m o m e n t u l u i d e s t r î n g e r e, în: cu pîrghii (prelungitoare), cu amplificatoare hidraulice, cu impulsuri prin şocuri, cu amplificatoare de tip reductor mecanic etc.;

d) după c r i t e r i u l e f e c t u ă r i i c o n t r o l u l u i f o r ţ e l o r d e s t r î n g e r e, în: limitative, cu dispozitiv declanşator sau

semnalizator; dinamometrice, cu dispozitiv indicator; combinate, cu dispozitive indicatoare, semnalizatoare și declanșatoare;

e) după criteriul principiului reglării la limită (dată, preimpusă) a forțelor de strîngere, în: cu autoreglare și cu reglare comandată (de la un dispozitiv autonom).

Avîndu-se în vedere obiectul de studiu al lucrării prezente, în continuare, vor fi reținute și examinate numai problemele privind concepererea, realizarea și utilizarea practică a tensoarelor hidraulice→hidrotensoarelor [3; 5—7; 11; 12; 14; 21; 34—36; 41, 43 etc.]. Metoda corespunzătoare de strîngere presupune întinderea prealabilă, elastică și fără răsucire, a tijei șuruburilor sau prezoanelor, urmată de înșurubarea liberă a piuliței conjugate respective. Practicîndu-se această metodă, se poate controla — cu precizie — forța sau forțele de strîngere, fără a fi necesară utilizarea unor hidrotensoare cu gabarite mari, ceea ce facilitează materializarea metodei în discuție chiar și în locuri accesibile cu dificultate. Totodată, în șuruburi sau prezoane se induc — prin montare — eforturi minime și neglijabile de forfecare și/sau de răsucire.

În esență, principiul metodei de strîngere cu hidrotensoare constă din [18; 19]:

- șurubului/prezonului i se aplică, static, o forță axială cu intensitate predeterminată P, care îl solicită în domeniul elastic și numai la întindere, lungindu-l în mod corespunzător;
- șurubul/prezonul astfel lungit se fixează în poziția respectivă prin intermediul piuliței sale conjugate, care se rotește liber (deci neangajată din punctul de vedere al solicitării mecanice) pînă la rezemarea perenă pe unul dintre elementele îmbinate și strînse (flanșă, capac etc.);
- forța P se anulează prin descărcarea barică a hidrotensorului; ca urmare, eforturile elastice care se generează materializează strîngerea și, astfel, se pun în evidență așa-numitele eforturi unitare (tensiuni mecanice) de strîngere σ.

Teoria generală a prestrîngerii/pretensionării șuruburilor și prezoanelor este clasică și face obiectul lucrărilor de specialitate consacrate ca atare [1; 20; 23 etc.], din care motiv asupra ei nu se va insista în mod deosebit.

Capacitatea portantă a sistemelor tubulare flanșate (conducte, coloane tubulare, garnituri de prăjini, recipiente sub presiune și alte aparate tehnologice, racorduri, capace, funduri etc.) depinde, în măsură considerabilă, de calitatea prestrîngerii șuruburilor sau prezoanelor, care, la rîndul său, este determinată de construcția și condițiile de lucru ale dispozitivelor folosite pentru strîngere, de asemenea de ordinea punerii sub sarcină — la prestrîngere — a șuruburilor/prezoanelor. De regulă, sculelor, dispozitivelor sau instalațiilor utilizate pentru strîngerea șuruburilor/prezoanelor de dimensiuni mari li se impune să asigure [36]: structură constructivă simplă, greutate (masă) proprie minimă, rapiditate în montare/demontare, comoditate și ușurință în manipulare, disponibilitate privind realizarea intensității necesare a forțelor de strîngere, controlul concludent al mărimii eforturilor induse în șuruburi/prezoane, strîngerea (montarea) sau slăbirea (demontarea) simultană a unui număr cît mai mare (toate, dacă se poate) de șuruburi/prezoane etc. Aproape întrutotul, acestor cerințe le corespund hidrotensoarele [4; 29], care, în practica pretensionării elastice a șuruburilor/prezoanelor, constituie un succes notabil din punctul de vedere al rezolvării cu productivitate maximă a problemelor implicate de asigurarea rezistenței mecanice și etanșeității sistemelor tubulare flanșate.

Față de sculele, dispozitivele și instalațiile tradiționale de strîngere, denumite cu aplicarea unui moment al cuplului forțelor de strîngere, respectiv cu moment de răsucire/torsiune, care prezintă următoarele dezavantaje principale [4; 6; 14]:

— durata considerabil de mare a operațiilor de montare (strîngere)-demontare(desfacere);

— distribuirea cu totul neuniformă a forțelor de pretensionare pe șuruburi/prezoane (dispersia atingînd chiar 30%);

— fiabilitatea adeseori mediocră (ca urmare directă a dezavantajului precedent) a îmbinărilor flanșate,...

hidrotensoarele prezintă următoarele avantaje principale [4; 6; 31]:

- asigură strîngerea cea mai rapidă, uniformă și precisă, în condițiile unor consumuri minime de muncă manuală, efort fizic și energie;
- de la un prezon/șurub la altul, forța de strîngere prezintă dispersii neglijabile, iar intensitatea sa nu este deloc afectată de frecarea între filete (piuliță-tijă) sau la nivelul frontalului piuliței;
- au o schemă simplă și eficientă privind controlul permanent al nivelului intensității forțelor de strîngere;
- se pot utiliza în locuri greu accesibile și cu gabarite de montare/demontare limitate;
- sînt compacte și au masă proprie mică;
- sînt eficiente nu numai în operațiile de strîngere/montare, ci și în cele de slăbire/demontare a îmbinărilor filetate;
- elimină solicitarea la răsucire (torsiune) a tijei șuruburilor/prezoanelor.

În legătură cu valorificarea practică a ultimului dintre avantajele enumerate, se impune — ca fiind determinantă [4] — condiția restrictivă ca starea filetelor să se mențină la

nivelul calitativ de referință. Înșurubarea (la montarea) și deșurubarea (la demontarea) piuliţelor, în alternativele cu filet deteriorat, implică unele dintre cele mai serioase complicaţii de mentenanţă, dată fiind inevitabilitatea riscurilor de g r i p a r e. La concepereа hidrotensoarelor, se are în vedere fie rotirea manuală și, deci, liberă a piuliţelor, fie rotirea acestora din urmă prin intermediul unui mecanism simplu, calculat pentru deplasarea de asemenea liberă a piuliţelor și, deci, numai cu luarea în consideraţie a frecării dintre filetele angajate. De aceea, funcţionarea fără incidente a hidrotensoarelor impune u n g e r e a p r e a l a b i l ă a îmbinărilor filetate cu unsori de bună calitate, stabile în condiţiile de exploatare date, unsori pe bază de grafit coloidal, parafină și bisulfură de molibden.

De obicei, strîngerea îmbinărilor flanșate se execută cu un număr limitat, eventual minim (2...4) de hidrotensoare, cu reutilizarea lor multirepetată și chiar în mai multe trepte de pretensionare, ceea ce implică următoarele p a r t i c u l a r i t ă ţ i [29—31; 36; 37]:

— descărcarea, respectiv s l ă b i r e a șuruburilor/prezoanelor pretensionate (strînse) anterior, odată cu strîngerea (pretensionarea) celorlalte grupe de prezoane/șuruburi, ca urmare a interacţiunii componentelor îmbinării flanșate, fiecare cu un coeficient de rigiditate dat;

— descărcarea, respectiv s l ă b i r e a șurubului/prezonului pretensionat (strîns) anterior cu hidrotensorul, odată cu descărcarea presiunii din sistemul hidrotensor, în urma deformării filetelor din îmbinarea piuliţă-tijă și a deformării (tasării) microreliefului suprafeţelor de contact la nivelul așezării piuliţei pe șaibă, respectiv a șaibei pe elementul de tip flanșă (evident, după finalizarea rotirii libere a piuliţei).

Particularităţile enumerate fac ca forţa de pretensionare, corespunzătoare strîngerii primelor grupe de șuruburi/prezoane, să fie considerabil mai mare — în limitele aceleiași trepte a intensităţii de pretensionare — decît valoarea necesară (pentru treapta dată) a forţei de strîngere corespunzătoare. Prin urmare, nu trebuie să surprindă dacă forţa nominală a hidrotensorului o depășește de cîteva ori pe cea care revine strîngerii unui singur șurub/prezon. Evident, ignorarea acestor particularităţi la proiectarea hidrotensoarelor se soldează, în majoritatea cazurilor, cu eșecuri lamentabile, realizîndu-se hidrotensoare care, practic, sînt incapabile să asigure pretensionarea nominală a șuruburilor/prezoanelor cu diametrul avut inițial în vedere.

Majoritatea firmelor constructoare de hidrotensoare livrează numai limitat modele standard, de cele mai multe ori hidrotensoarele executîndu-se doar pe bază de comandă specială. Firma vest-germană K. Walter construiește hidrotensoare pentru pretensionarea șuruburilor/prezoanelor cu diametrul nominal al filetului de 24...160 mm, rotirea piuliţelor executîndu-se manual. Presurizarea celor patru hidrotensoare, care se livrează în mod frecvent, se face fie cu o pompă acţionată manual sau cu pedală (la picior), fie cu o electropompă, aceasta din urmă plasîndu-se pe un cărucior. Firma nord-americană Blach Industries Co. execută hidrotensoare numai pe comenzi speciale, pentru prezoane și șuruburi cu diametrul nominal de 10...300 mm, presurizarea funcţională realizîndu-se — de la caz la caz — cu pompă manuală, cu electropompă sau cu pneumopompă. Întregul complet se livrează cu patru hidrotensoare, echipate cu mecanism de rotire liberă a piuliţei. Hidrotensoarele superputernice dezvoltă o forţă maximă de strîngere de pînă la 30 MN (3 000 tf) pentru fiecare șurub/prezon. Firmele sovietice livrează hidrotensoare de serie, folosite în construcţia de nave, pentru șuruburi/prezoane cu diametrul nominal de 24...42 mm [4], dar construiesc și hidrotensoare singulare (2...4 buc.), utilizate în practica tehnologică petrochimică și chimică [3; 11; 12; 14; 36 etc.].

Este de la sine înţeles că folosirea de hidrotensoare, la montarea îmbinărilor flanșate, nu exclude apriori necesitatea asigurării îmbinărilor filetate corespunzătoare [13; 20; 23].

2. Conceptele fundamentale

Sub acţiunea forţei axiale P (fig. 2), șurubul/prezonul se lungește e l a s t i c cu mărimea [20; 23; 26]:

$$\delta = \lambda_1 P, \tag{1}$$

în care:

λ_1 este așa-numitul coeficient de elasticitate al șurubului/prezonului, în mm/N;

P — forţa corespunzătoare presurizării hidrotensorului;

în continuare, λ_1 se va mai numi — pe scurt — e l a s t i c i t a t e a șurubului/prezonului, avîndu-se în vedere că:

$$\lambda_1 = C_1^{-1}, \tag{2}$$

unde C_1 reprezintă r i g i d i t a t e a (coeficientului de rigiditate al) șurubului/prezonului, în N/mm.

După aplicarea forţei P, piuliţa *5*, înșurubată l i b e r pe tija *4*, se strînge definitiv manual (sau, eventual, cu o cheie dreaptă), pînă la realizarea contactului strîns cu flanșa *1* (sau cu șaiba corespunzătoare, cînd aceasta există). Ca urmare, tija șurubului/prezonului se lungește e l a s t i c s u p l i m e n t a r cu mărimea [18; 19]:

$$\Delta\delta = \lambda_1 \Delta P, \tag{3}$$

în care:

ΔP este forţa axială suplimentară, care apare ca efect al finalizării înșurubării piu-

liței, iar șaiba/flanșa se comprimă elastic cu mărimea :

$$\Delta\delta^* = \lambda_2 \Delta P, \qquad (4)$$

aici $\lambda_2 = C_2^{-1}$ reprezentînd elasticitatea flanșei/șaibei strînse, în mm/N, C_2 — rigiditatea flanșei/șaibei strînse, în N/mm.

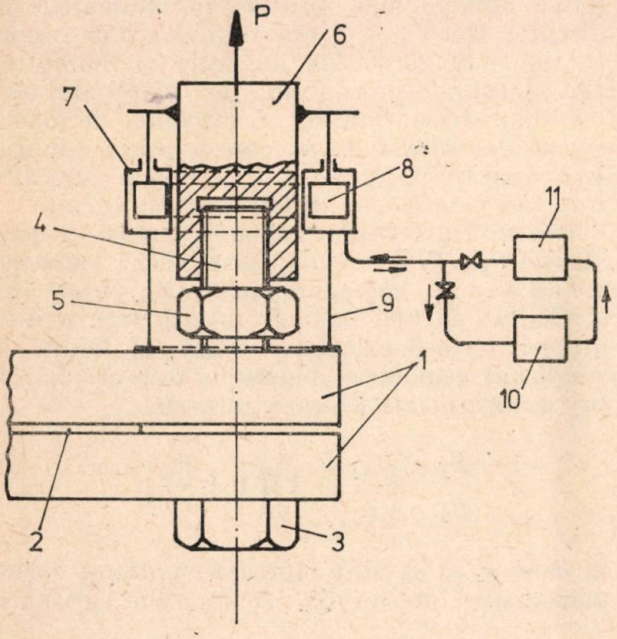


Fig. 2. Schema principială a hidrotensorului :
1 — flanșele conjugate ; *2* — garnitura de etanșare ; *3* — capul șurubului ; *4* — tija filetată a șurubului ; *5* — piulița șurubului ; *6* — tirantul (tija) hidrotensorului ; *7* — cilindrul inelar, hidraulic ; *8* — pistonul (plungerul) inelar ; *9* — piciorul (suportul, reazemul) tubular ; *10* — rezervorul ; *11* — pompa.

Depresurizînd hidrotensorul, ceea ce implică anularea forței active P, ca efect al forței elastice de deformare anterioară, șurubul/prezonul va comprima elastic suplimentar elementul strîns (flanșa, șaiba) cu mărimea :

$$\delta_1^* = \lambda_2 P_1, \qquad (5)$$

în care P_1 este forța (efortul) axială de strîngere, în N.

În aceste circumstanțe noi, lungirea șurubului/prezonului va fi (în mm) :

$$\delta_1 = \lambda_1 P_1. \qquad (6)$$

Comprimarea elastică totală a elementului strîns (flanșă, șaibă), evident (fig. 3 *a*), va avea expresia :

$$\delta^* = \delta_1^* + \Delta\delta^*, \qquad (7)$$

în care (fig. 3 *b*) :

$$\delta_1^* = \delta + \Delta\delta - \delta_1. \qquad (8)$$

Din ecuațiile (5) și (8) rezultă :

$$P_1 = \frac{\delta + \Delta\delta}{\lambda_1 + \lambda_2}, \qquad (9)$$

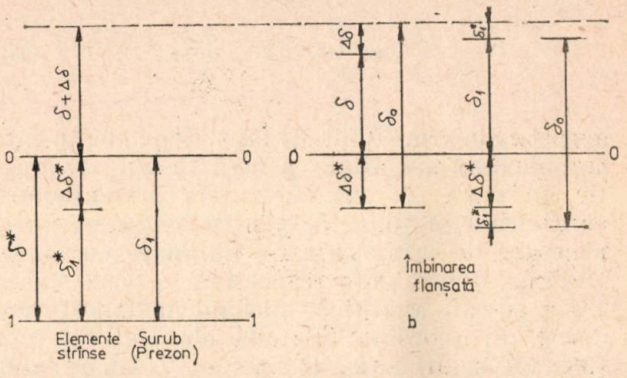


Fig. 3. Schema de calcul.

iar, dacă se ține seama de ecuațiile (1) și (3), atunci se obține :

$$P_0 = P + \Delta P = P_1 \frac{\lambda_1 + \lambda_2}{\lambda_1} = P_1 \frac{C_1(C_1 + C_2)}{C_1 C_2}. \qquad (10)$$

Așadar, practic, forța totală $P_0 = P + \Delta P$ de prestrîngere a șurubului/prezonului depinde corelant de rigiditățile (elasticitățile) șurubului/prezonului dat și ale elementului strîns (flanșă etc.), fiind o constantă pentru fiecare îmbinare filetată sau set de elemente îmbinate prin filet.

La îmbinările filetate cu diametre mari, întrucît $P \gg \Delta P$ și, deci, $P_0 \to P$, rezultă :

$$P_0 = P = P_1 \frac{\lambda_1 + \lambda_2}{\lambda_1} = P_1 \frac{C_1(C_1 + C_2)}{C_1 C_2}. \qquad (11)$$

Alte cazuri particulare :

$\lambda_1 = \lambda_2 \to P_0 = 2P_1$;

$\lambda_1 \gg \lambda_2 \to P_0 = P_1$;

$\lambda_1 \ll \lambda_2 \to P_0 \gg P_1$.

deci, de regulă, $P_0 \to P > P_1$. Însă forța P nu trebuie să depășească limita P_c, care reprezintă forța pentru care în șurub/prezon apar eforturi unitare egale cu limita tehnică de curgere $\sigma_c = \sigma_{0,2}$. Prin urmare, se impune restricția :

$$P_1 \leqslant (P_0 \to P) < P_c. \qquad (12)$$

În cazul unor flanșe nerigide (cu λ_2 mare), realizarea unei forțe de strîngere cu

intensitate suficient de ridicată este de-a dreptul imposibilă, deoarece valoarea P este limitată prin corelarea mărimilor λ_1 și λ_2, iar $P_1 \ll P$ (formula 11).

Din ecuația (11) mai rezultă ($\Delta P \to 0$):

$$\frac{P_0}{P_1} = \frac{P}{P_1} = 1 + \frac{\lambda_2}{\lambda_1}, \qquad (13)$$

aceasta din urmă fiind, de fapt, dependența care trebuie dată sau aflată pentru fiecare caz practic, în parte, în circumstanțele pretensionării șuruburilor/prezoanelor pentru realizarea forței necesare de strîngere într-o îmbinare cu flanșe. Desigur, dependența respectivă se poate cuantifica pe cale analitică, folosind modalități moderne de abordare (metoda elementului finit [38; 39] și altele [9; 17; 23 etc.]) sau pe calea prelucrării corespunzătoare a unor rezultate experimentale [6; 18; 19].

3. Diagrama forță-deformație și constanta de rigiditate a flanșelor

Diagrama forță-deformație (fig. 4) ilustrează grafic comportarea e l a s t i c ă a unei îmbinări prin șuruburi, deci și a unei îmbinări prin flanșe,

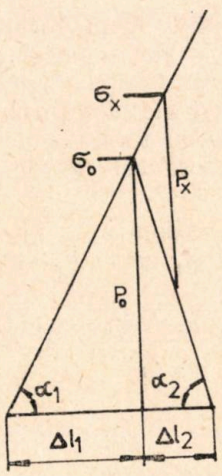


Fig. 4. Diagrama forță-deformație.

valorificînd conceptul de constantă de rigiditate și anume $C_1 = \lambda_1^{-1} = C_s = \lambda_s^{-1}$ — pentru șuruburi/prezoane, respectiv $C_2 = \lambda_2^{-1} = C_f = \lambda_f^{-1}$ — pentru elementele (strînse) de tip flanșe, ambele constante (în N/mm) — necunoscute — impunîndu-se a fi determinate precis, în scopul final al evaluării cantitative a solicitărilor r e a l e din șuruburi/prezoane. Rigiditatea $C_1 = C_s = \text{tg}\,\alpha_1 = P_0/\Delta l_1$ se poate calcula destul de ușor [23] sau se poate determina experimental, folosind pentru aceasta o mașină universală de încercare la întindere (tracțiune). Asupra rigidității $C_2 = C_f = \text{tg}\,\alpha_2 = P_0/\Delta l_2$, însă, se pot emite numai unele considerații incerte. Deoarece $\alpha_2 \gg \alpha_1$, în general, panta curbei caracteristice α_2 influențează în mare măsură variabilitatea efortului din șurub/prezon, mai cu seamă în condițiile unei solicitări dinamice.

Dacă s-ar contura o cale pentru determinarea sigură a constantei $C_2 = C_f$ sau, cel puțin, dacă s-ar stabili o relație de dependență între constantele $C_2 = C_f$ și $C_1 = C_s$, atunci s-ar putea elimina una dintre necunoscutele în discuție. Dar $C_2 = C_f$ mai depinde și de raportul dintre lungimea de strîngere și diametrul tijei șurubului/prezonului, de materialul elementului strîns (flanșei) și, totodată, de forma și calitatea suprafeței pe care se așază piulița. În același timp, forței P_0 i se impun anumite restricții valorice (v. dubla inegalitate 12).

Pentru a determina valoarea r e a l ă a constantei $C_2 = C_f$ și a evalua prin calcul valoarea n e c e s a r ă corespunzătoare P_0, Fabry [6] a adoptat un nou mod de interpretare a diagramei forță-deformație, redat în figura 4. Analizînd geometria diagramei respective, Fabry a obținut următoarea formulă:

$$\frac{P_x}{P_0} = \left(\frac{\sigma_x}{\sigma_0} - 1\right)\left(1 + \frac{C_2}{C_1}\right), \qquad (14)$$

în care σ_x și σ_0 sînt eforturile unitare, corespunzătoare forțelor P_x și P_0, din șuruburi/

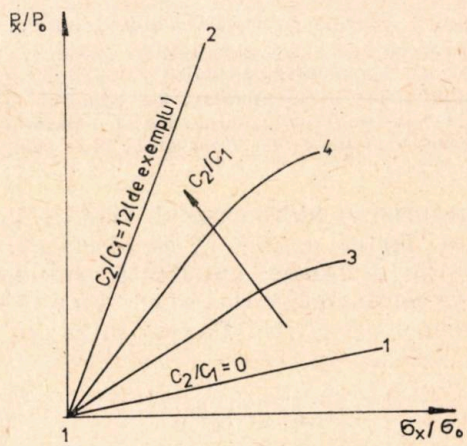


Fig. 5. Graficul calitativ al formulei (14) — după Fabry [6]: *1* — flanșă elastică, șurub/prezon rigid ($C_2/C_1 \to 0$); *2* — flanșă rigidă, șurub/prezon elastic ($C_2 \gg C_1$, C_2/C_1 foarte mare); *3* — șurub/prezon rigid; *4* — șurub/prezon elastic.

prezoane, în N/mm². În coordonate (σ_x/σ_0, P_x/P_0), formula (14) reprezintă o dreaptă care intersectează axa absciselor în punctul (fig.5):

$$\frac{\sigma_x}{\sigma_0} - 1 = 0,$$

rezultînd:

$$\frac{\sigma_x}{\sigma_0} = 1,$$

respectiv :

$$P_x = 0.$$

Trasîndu-se familia de drepte/curbe pentru diferite valori C_2/C_1 (fig. 4), se conturează, de fapt, fundamentele unei metode de măsurare a constantei de rigiditate $C_2 = C_f$, utilizîndu-se un dispozitiv corespunzător de testare (bunăoară, de tipul hidrotensorului din fig. 6). Evident, neexercitîndu-se un cuplu de răsucire/strîngere important, piuliţa şuruburilor/prezoanelor nu este neapărat necesar să fie hexagonală. Ea se poate executa ca o piuliţă inelară, al cărei diametru exterior este egal cu deschiderea cheii hexagonale corespunzătoare.

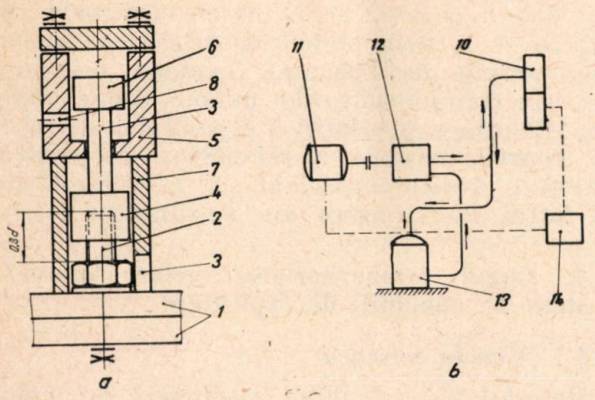


Fig. 6. Dispozitivul de tip hidrotensor, utilizabil pentru determinarea (măsurarea) experimentală a constantelor de rigiditate la flanşele strînse cu şuruburi/prezoane (după Fabry [6]) :
a — schematizarea principială a hidrotensorului ; *b* — schema principială a instalaţiei de strîngere cu hidrotensoare ; *1* — flanşele strînse ; *2* — tija filetată a şurubului/prezonului (*d* este diametrul nominal al filetului) ; *3* — tirantul (tija) hidrotensorului ; *4* — piuliţa de cuplare a tirantului la capul prelungit (filetat) al şurubului/palănului ; *5* — cilindrul hidraulic ; *6* — pistonul/plun geru (inelar) ; *7* — manşonul de sprijin ; *8* — intrarea uleiului sub presiune ; *9* — fanta laterală, prin care se manevrează piuliţa — rotîndu-se liber — după funcţionarea hidrotensorului şi, deci, materializarea efectului pretensionării hidraulice ; *10* — dispozitivele hidrotensoare (într-un număr corespunzător de mare) ; *11* — electromotorul pompei ; *12* — pompa ; *13* — rezervorul de ulei ; *14* — sistemul componentelor electrice şi electronice (relee, punte tensometrică, frînă etc.).

În vederea măsurării constantei $C_2 = C_f$, tirantul hidrotensorului şi tija şurubului/prezonului se prevăd cu traductoare tensometrice. Principial, oscilograma corespunzătoare unui proces de hidropretensionare se redă în figura 7, pe baza sa putîndu-se determina raportul $P_x/P_0 = \varepsilon_x AE/\varepsilon_0 AE = \varepsilon_x/\varepsilon_0$, aici A fiind aria secţiunii transversale a tijei calibrate a şurubului/prezonului, în mm², E — modulul de elasticitate longitudinal al materialului şurubului/prezonului, în N/mm², iar ε_x şi ε_0 — lungirile elastice specifice, măsurate tensometric, care interesează. Întrucît eforturile unitare sînt proporţionale cu lungirile specifice, potrivit legii lui Hooke, din oscilograma în discuţie se poate citi şi valoarea raportului σ_x/σ_0. Prin fiecare pereche de valori corespondente (σ_x/σ_0, P_x/P_0), transpuse printr-un punct într-un grafic de tipul celui exemplificat calitativ în figura 8, se evidenţiază o dependenţă liniară — pentru diferite valori P_x —, pentru care rezultă :

$$\operatorname{tg}\beta = \frac{C_2}{C_1} = \frac{C_f}{C_s},$$

deci :

$$C_f = C_s \operatorname{tg}\beta. \qquad (15)$$

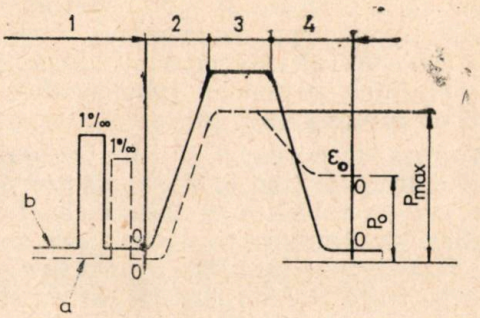


Fig. 7. Oscilograma unui proces de hidropretensionare a şuruburilor/prezoanelor. Schematizare calitativă după Fabry [6] : f a z a 1 — tirantul hidrotensorului şi tija şurubului/prezonului se aduc la zero ; f a z a 2 — se armează tirantul, care execută pretensionarea impusă ; f a z a 3 — se roteşte liber piuliţa şurubului/prezonului pînă la contactarea intimă cu flanşa ; f a z a 4 — se eliberează tirantul hidrotensorului prin depresurizarea corespunzătoare ; P_{max} — forţa de întindere, maximă pentru şurub/prezon ; P_0 — forţa de pretensionare (remanentă după descărcarea tirantului) ; *a* — corespunde tijei şurubului/prezonului ; *b* — corespunde tijei tirantului hidrotensorului.

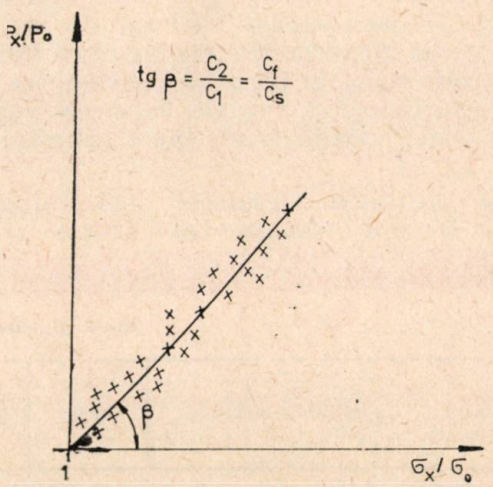


Fig. 8. Determinarea constantei de rigiditate $C_2 = C_f$.

Pentru obţinerea practică de valori P_0 în limitele unor toleranţe strînse, Fabry [6] a conceput un dispozitiv special (fig. 6), care valorifică principiul de măsurare al punţii tensometrice, dar nu pentru citirea valorilor P_0, ci numai pentru p r e l i m i n a r e a valorilor res-

pective. În acest scop, pe cadranul galvanometrului amplificatorului punții se prelimină poziția pe care o va lua acul indicator în finalul hidrotensionării șurubului/prezonului. De îndată ce acul indicator ajunge în această poziție, corespunzătoare valorii P_0 prescrise, se închide un circuit electric care — printr-un amplificator — acționează un releu, acesta din urmă activînd dispozitivul de pornire-oprire al motorului electric al pompei. În momentul respectiv, alimentarea motorului electric se întrerupe și o frînă magnetică blochează instantaneu motorul pompei. Procedîndu-se astfel, forța din tija de tracțiune (din tirantul hidrotensorului) se menține cu o precizie de $\pm 1\%$. Metodele tradiționale, bazate pe determinarea forței respective prin înmulțirea presiunii hidraulice cu aria suprafeței pistonului (plungerului), dau abateri de pînă la 15% [6].

Aparatura de comandă și supraveghere este mult simplificată (fig. 6) și este dimensionată special pentru folosirea ca atare în atelier sau pe șantier. Manipularea sa se poate face de către oricare lăcătuș-montator, fără o pregătire anume ori o experiență îndelungată. De altfel, singura operație executată de către lăcătușul-montator, după aplicarea hidrotensoarelor, constă din aducerea acului indicator al punții în poziția sa corectă, corespunzătoare valorii maxime P_{max} prescrise, în care scop se folosește o tabelă de reglare. Apoi, se apasă butonul de comutare (START) și se așteaptă. Acul indicator al aparatului se deplasează spre dreapta, proporțional cu creșterea forței și, la momentul dat, deconectează — automat — electromotorul pompei. În continuare, lăcătușul-montator strînge piulița liber, cu mîna și apoi depresurizează sistemul hidrotensoarelor. Ca forță de pretensionare P_0 în șurub/prezon rămîne circa (80... ...90%)din P_{max}, în funcție de construcția îmbinării prin flanșe și, numeric, valoarea respectivă se poate stabili foarte exact (abateri de numai $\pm 2\%$).

Toate șuruburile/prezoanele unei îmbinări flanșate se pot strînge s i m u l t a n și cu forțe de aceeași intensitate, hidrotensoarele (cîte unul pentru fiecare șurub/prezon) fiind conectate hidraulic între ele și la o aceeași sursă de presurizare hidraulică (cu ulei). Hidrotensoarele se pot aplica în poziția atît verticală, cît și orizontală, dispozitivele proiectate acoperind gama de șuruburi/prezoane M 18... M 180 cu numai patru diametre de cilindrii hidraulici (tab. 1) Prin dispunerea în serie a cilindrilor respectivi, doi cîte doi în cuprinsul fiecărei mărimi dimensionale (tab. 1), forța de tracțiune realizată se poate dubla. Adaptarea la fiecare mărime dimensională de șurub/prezon se asigură numai prin ajustarea piuițelor de cuplare (*4* în fig. 6).

Procedeul strîngerii șuruburilor/prezoanelor cu hidrotensoare, comandate electronic în funcție de forța de pretensionare (fără aplicarea unui cuplu de răsucire), exclude influența imperfecțiunilor simțurilor umane, deci exclude incertitudinea și valorifică capacitatea de reacție foarte sensibilă a sistemelor electronice, limitînd drastic domeniul de neuniformitate al forței de strîngere din șuruburi/prezoane.

4. Cazul șuruburilor/prezoanelor solicitate static în condițiile de exploatare

4.1 *Metoda sovietică*

Metodologia calculului regimului de strîngere al șuruburilor/prezoanelor, în condițiile folosirii hidrotensoarelor, s-a elaborat în U.R.S.S. la MIHM, în cooperare cu IrkutskNIIhimmaș, pentru cazul general și apoi s-a aplicat, particularizat, la prezoanele închizătoarelor flanșate ale recipientelor tehnologice de presiune înaltă [27—30]. Metodologia respectivă ia în considerație două regimuri de strîngere și anume:

1 — strîngerea î n t r - o s i n g u r ă t r e c e r e, cînd intensitatea necesară a pretensionării șuruburilor/prezoanelor din îmbinarea flanșată se atinge în urma aplicării o s i n g u r ă d a t ă a forței de tracțiune pe fiecare șurub/prezon (deci individual) sau pe fiecare

Tabelul 1

Gama dispozitivelor de tip hidrotensor (fig. 6) [6]

Hidrotensoarele cu cilindrii hidraulici	Simpli	Dubli (în tandem)	Simpli	Dubli (în tandem)	Simpli	Dubli (în tandem)	Simpli	Dubli (în tandem)
Cea mai mare forță de tracțiune, la o presiune hidraulică (ulei) de 2000 bar, în MN (tf)	0,23 (23)	0,46 (46)	0,75 (75)	1,50 (150)	1,50 (150)	3,00 (300)	4,20 (420)	8,40 (840)
Gama șuruburilor/prezoanelor metrice cu filet de la M...pînă la M...	18...33	30...48	40...56	50...80	50...80	64...110	90...130	120...180
Diametrul nominal al cilindrului hidraulic al hidrotensoarelor D, în mm	85		135		190		280	

grupă de mai multe şuruburi/prezoane (2...4 sau, chiar, toate deodată); pentru ca, la finele trecerii, toate şuruburile/prezoanele îmbinării să fie pretensionate în mod egal, se impune ca, pe şuruburile/prezoanelor primei grupe strînse, să se aplice forţa cea mai mare de tracţiune, obţinută ca atare în urma efectuării calculului regimului de strîngere corespunzător; la strîngerea celei de-a doua grupe de şuruburi/prezoane, ca efect al tasării componentelor strînse (flanşe, capac, şaibe etc.) şi, deci, al unei slăbiri parţiale a şuruburilor/prezoanele din prima grupă, urmează a se aplica fiecărui şurub/prezon o forţă de tracţiune egală cu cea din şuruburile/prezoanelor descărcate parţial ale grupei anterior strînse: evident, cea de-a treia grupă de şuruburi/prezoane se va solicita la tracţiune cu o forţă egală cu cea remanentă din şuruburile/prezoanele parţial descărcate ale primelor două grupe deja strînse ş.a.m.d.; la strîngerea celei din urmă grupe de şuruburi/prezoane, forţa de tracţiune, aplicată fiecărui şurub/prezon, va fi egală cu cea aşa-zisă de calcul, şuruburile/prezoanele din toate grupele strînse anterior descărcîndu-se, acum, pînă la nivelul de intensitate al forţei de calcul; drept urmare, forţa de calcul însumată se distribuie uniform pe toate şuruburile/prezoanele îmbinării flanşate date;

2 — strîngerea în mai multe treceri consecutive, aşa-numite de uniformizare, care se recomandă atunci cînd, în alternativa unei singure treceri, forţa de tracţiune, pe prima grupă de şuruburi/prezoane, o depăşeşte, ca intensitate, pe cea admisibilă P_a; evident, la începutul fiecărei treceri, şuruburile/prezoanele primei grupe strînse se resolicită cu aceeaşi forţă de tracţiune admisibilă P_a, uniformizarea (egalizarea) forţelor din prezoane/şuruburi realizîndu-se la strîngerea grupei următoare de şuruburi/prezoane; ca atare, la sfîrşitul fiecărei treceri următoare, forţa finală de tracţiune, distribuită uniform pe toate şuruburile/prezoanele îmbinării date, va fi mai mare decît cea finală corespunzătoare trecerii precedente.

Strîngerea într-o singură trecere. În vederea efectuării strîngerii cu hidrotensoare, şuruburile/prezoanele îmbinării flanşate date se grupează cîte 2...4, dispuse cît mai uniform şi simetric pe circumferinţă, în scopul evitării generării de denivelări ale flanşelor la montare. Desigur, strîngerea grupelor de şuruburi/prezoane se va executa consecutiv, folosind hidrotensoare adecvate. Cînd îmbinarea flanşată dată este final strînsă, forţa de calcul rezultantă P_Σ, corespunzătoare strîngerii tuturor şuruburilor/prezoanelor, este:

$$P_\Sigma = NP_n, \ [\mathrm{N}] \qquad (16)$$

în care:

$N = 1, 2, 3, \ldots$ este numărul grupelor identice de şuruburi/prezoane;

P_n — forţa de strîngere (tracţiune) care revine ultimei grupe de şuruburi/prezoane, în N;

$n = 1,2,3,\ldots$ indicele care semnifică — peste tot — numărul de ordine al grupei de şuruburi/prezoane pretensionate.

În aceste circumstanţe, deformaţia δ_{sn} a şuruburilor/prezoanelor şi cea δ_{fn} a componentelor de tip flanşă (respectiv a componentelor comprimate la strîngere) va fi:

$$\delta_{sn} = P_\Sigma \frac{\lambda_s}{N} = P_n\lambda_s = P_nC_s^{-1}; \qquad (17)$$

$$\delta_{fn} = P_\Sigma\lambda_f = NP_o\lambda_f = NP_nC_f^{-1}. \qquad (18)$$

În ipoteza că forţa de tracţiune/strîngere se anulează pentru una dintre grupele (n) de şuruburi/prezoane, elementele comprimate (flanşele, şaibele etc.) ale îmbinării se restabilesc în direcţia axială a şuruburilor/prezoanelor cu mărimea:

$$\Delta\delta_{f(n-1)} = \delta_{fn} - \delta_{f(n-1)} = [NP_n - (N-1)P_{(n-1)}]\lambda_f \qquad (19)$$

şi cu aceeaşi mărime se lungesc şuruburile/prezoanele rămase strînse ale celor $(N-1)$ grupe, deci:

$$\Delta\delta_{s(n-1)} = (N-1)P_{(n-1)}\frac{\lambda_s}{N-1} \quad P_n\frac{\lambda_s}{N} =$$

$$= [P_{(n-1)} - P_n]\,\lambda_s. \qquad (20)$$

Din egalitatea evidentă:

$$\Delta\delta_{f(n-1)} = \Delta\delta_{s(n-1)},$$

se obţine, imediat, condiţia corespunzătoare strîngerii/pretensionării ultimei $(n-1)$ grupe de şuruburi/prezoane şi anume:

$$P_{(n-1)} = \frac{P_n(N\lambda_f + \lambda_s)}{(N-1)\lambda_f + \lambda_s}.$$

La anularea forţei de tracţiune/strîngere pentru încă o grupă $(n-1)$ de şuruburi/prezoane, rezultă:

$$\Delta\delta_{f(n-2)} = [NP_n - (N-2)P_{(n-2)}]\lambda_f; \qquad (21)$$

$$\Delta\delta_{s(n-2)} = [P_{(n-2)} - P_n]\lambda_s, \qquad (22)$$

astfel că:

$$\Delta\delta_{f(n-2)} = \Delta\delta_{s(n-2)},$$

deci :

$$P_{(n-2)} = P_n \frac{N\lambda_f + \lambda_s}{(N-2)\lambda_f + \lambda_s}. \qquad (23)$$

Pentru cazul general, cînd $z = [1,2, 3,\ldots, (n-2), (n-1), n]$ semnifică numărul ce indică ordinea strîngerii/pretensionării grupelor de şuruburi/prezoane, se obţine :

$$P_z = P_n \frac{N\lambda_f + \lambda_s}{z\lambda_f + \lambda_s}, \qquad (24)$$

sau :

$$P_z = P_n \frac{N\alpha + 1}{z\alpha + 1}, \qquad (25)$$

în care :

P_n este forţa de strîngere/tracţiune a ultimei grupe (n) de şuruburi/ /prezoane, în N ;

$\alpha = \lambda_f/\lambda_s = C_s/C_f$ — simplexul elasticităţilor (rigidităţilor) ;

$\lambda_s = C_s^{-1}$ — elasticitatea axială a unei grupe de şuruburi/prezoane, în mm/N, determinată cu formula clasică :

$$\lambda_s = \frac{l_s}{E_s A_s m} \qquad (26)$$

unde :

l_s, A_s — lungimea, în mm, şi aria secţiunii transversale, în mm²/ ambele de calcul, ale unui şurub prezon ;

E_s — modulul de elasticitate longitudinal (modulul lui Young) al materialului şuruburilor/prezoanelor, în N/mm² ;

m — numărul de şuruburi/prezoane într-o singură grupă ;

$\lambda_f = C_f^{-1}$ — elasticitatea axială a componentelor comprimate prin strîngere (de tip flanşă) ale îmbinării date, în mm/N, determinată experimental sau prin calcul [20 ; 23 ; 29 ; 38 ; 39 etc.).

Riguros vorbind, în locul elasticităţii $\lambda_s = C_s^{-1}$, trebuia să se opereze cu o valoare însumată a elasticităţii şuruburilor/prezoanelor şi a elasticităţilor axiale (în circumstanţe de încovoiere) ale celorlalte componente ale îmbinării date (flanşe, şaibe etc.), mărimea acestora din urmă depinzînd de construcţia îmbinării respective. De cele mai multe ori, însă, elasticitatea axială a flanşelor şi a altor componente similare (capace etc.) este foarte mică faţă de λ_s şi, prin urmare, în calculele practice se poate neglija.

În lucrarea mai recentă [28], formula (24) se corectează astfel :

$$P_z = kP_n \frac{N\lambda_f + \lambda_s}{z\lambda_f + \lambda_s}, \qquad (27)$$

aici k fiind factorul (coeficientul) de descărcare, determinat cu formula :

$$k = \frac{P_{max}}{P_0} = 1 + \frac{\lambda_{filet} \cdot \lambda_{relief}}{\lambda_s + \dfrac{\lambda_s \lambda_f}{\lambda_s + \lambda_f (z-1)}}, \qquad (28)$$

în care :

P_{max} este forţa aplicată şurubului /prezonului prin intermediul hidrotensorului, în N ;

P_0 — forţa reziduală în şurub /prezon după depresurizarea şi îndepărtarea hidrotensorului, în N ;

$\lambda_{filet}, \lambda_{relief}$ — elasticitatea axială a filetului şurubului/prezonului şi, corespunzător, a microreliefului suprafeţelor în zona contactului piuliţă-şaibă-flanşă(capac), în mm/N.

Aşadar, diminuarea forţei de tracţiune/strîngere în şuruburi//prezoane, de la intensitatea P_{max} pînă la intensitatea P_0, depinde de combinaţia valorilor coeficienţilor de elasticitate ai elementelor componente ale îmbinării flanşate date şi se cuantifică prin intermediul factorului (coeficientului) de descărcare k.

Metoda strîngerii într-o singură trecere asigură o durată relativ scurtă a operaţiilor de montare-demontare şi o precizie ridicată a solicitării şuruburilor/prezoanelor în condiţii de pretensionare, ceea ce constituie avantaje, dar presupune o forţă de tracţiune destul de mare pentru prima grupă de şuruburi/prezoane, faţă de ultima grupă strînsă de şuruburi/prezoane, ceea ce constituie un dezavantaj major. Cu cît numărul grupelor de şuruburi/prezoane este mai mare (cazul disponibilităţii unui număr mic de hidrotensoare), cu atît este mai mare diferenţa între forţele de tracţiune cu care se solicită prima şi, respectiv, ultima grupă de şuruburi/ prezoane.

Strîngerea în mai multe treceri consecutive. În legătură cu modalităţile de notare, se menţionează următoarele :

1 — exponenţii numerici între paranteze indică numărul de ordine al trecerii respective, adică (1), (2), (3), ... ;

2 — indicii numerici între paranteze indică numărul de ordine al grupelor de şuruburi/prezoane considerate, adică (1,2), (3,4,...,n),... ;

3 — indicii numerici fără paranteze indică numărul de ordine al grupei de şuruburi/prezoane solicitate prin tracţiune/strîngere, adică 1, 2, 3...

La prima trecere, valoarea forței de tracțiune/strîngere, corespunzătoare fiecărei grupe de șuruburi/prezoane, se determină cu formula cunoscută (25), astfel că, la finele trecerii respective, toate grupele de șuruburi/prezoane vor fi strînse cu forța [30]:

$$P_1^{(1)} = P_a\left[1-\frac{(N-1)\,\alpha}{N\alpha+1}\right]. \qquad (29)$$

La a doua trecere, prima grupă de șuruburi/prezoane se strînge (prin tracțiune) pînă la nivelul P_a de intensitate al forței corespunzătoare, cînd componentele de tip flanșă ale îmbinării se comprimă cu mărimea:

$$\Delta l_{f1}^{(2)} = [P_a + (N-1)P_{(2,3,\ldots,n)1} - NP_n^{(1)}]\,\lambda_f, \qquad (30)$$

iar deformația (lungirea) șuruburilor/prezoanelor se diminuează cu aceeași mărime (pentru grupa de șuruburi/prezoane $n-1$), adică:

$$\Delta l_{s1}^{(2)} = [P_n^{(1)} - P_{(2,3,\ldots,n)1}^{(2)}]\,\lambda_s. \qquad (31)$$

Din condiția compatibilității deformațiilor (30) și (31), cu considerarea egalității (29), rezultă:

$$P_{(2,3,\ldots,n)1}^{(2)} = P_a\left[\frac{1}{(N-1)\alpha+1}\right]. \qquad (32)$$

În circumstanțele strîngerii (prin tracțiune a) celei de-a doua grupe de șuruburi/prezoane, rezultă:

$$\Delta l_{f2}^{(2)} = [2P_{(1,2)2}^{(2)} + (N-2)P_{(3,4,\ldots,n)2}^{(2)} - P_a - (N-1)P_{(2,3,\ldots,n)1}^{(2)}]\lambda_f; \qquad (33)$$

$$\Delta l_{s2}^{(2)} = [P_a - P_{(1,2,\ldots,n)2}^{(2)}]\,\lambda_s, \qquad (34)$$

respectiv:

$$\Delta l_{s2}^{(2)} = [P_{(2,3,\ldots,n)1}^{(2)} - P_{(3,4,\ldots,n)2}^{(2)}]\,\lambda_s, \qquad (35)$$

deci din ecuațiile (33) și (34) se obține:

$$P_{(3,4,\ldots,n)2}^{(2)} = P_{(2,3,\ldots,n)1}^{(2)} + P_{(1,2)2}^{(2)} - P_a, \qquad (36)$$

iar din (32) și (36), avînd în vedere egalitatea dintre (33) și (34), se obține:

$$P_{(1,2)2}^{(2)} = P_a\left\{1-\frac{(N-1)\alpha^2}{[1+(N-1)\alpha](1+N\alpha)}\right\}. \qquad (37)$$

Raționînd analog, pentru forța de strîngere (prin tracțiune) a primelor trei grupe de șuruburi/prezoane, în condițiile strîngerii șuruburilor/prezoanelor din cea de-a treia grupă, se obține următoarea formulă:

$$P_{(1,2,3)3}^{(2)} = P_a\left\{1-\frac{2(N-1)\alpha^2}{[1+(N-1)\alpha](1+N\alpha)}\right\}. \qquad (38)$$

Pentru cazul general, cînd z semnifică oricare grupă de șuruburi/prezoane strînsă la trecerea a doua, rezultă:

$$P_{(1,2,3,\ldots,z)z}^{(2)} = P_a\left\{1-\frac{(z-1)(N-1)\alpha^2}{[1+(N-1)\alpha](1+N\alpha)}\right\}. \qquad (39)$$

Evident, după strîngerea în trecerea a doua a ultimei grupe ($z=n$) de șuruburi/prezoane, toate șuruburile/prezoanele îmbinării date vor fi strînse (prin tracțiune) cu o aceeași forță $P^{(2)}$ și anume:

$$P^{(2)} = P_a\left\{1-\frac{(N-1)^2\alpha^2}{[1+(N-1)\alpha](1+N\alpha)}\right\}. \qquad (40)$$

În condițiile celei de-a treia treceri, prima grupă de șuruburi/prezoane de asemenea se strînge (prin tracțiune) pînă la intensitatea P_a. Analog ca mai înainte, se procedează pentru determinarea forței de strîngere a oricărei (z) grupe de șuruburi/prezoane în condițiile trecerilor a treia, a patra ș.a.m.d. Într-o formă generală, cînd numărul de treceri este m, se obține [30]:

$$P_{(1,2,\ldots,z)z}^{(m)} = P_a\left\{1-\frac{(z-1)(N-1)^{m-1}\alpha^m}{[1+(N-1)\alpha]^{m-1}(1+N\alpha)}\right\}. \qquad (41)$$

Numărul de treceri, m, necesar pentru asigurarea intensității date P_n a strîngerii finale, se determină din ecuația (41) și are următoarea expresie de calcul:

$$m = \frac{\lg\left[\dfrac{(1-P_n/P_a)(1+N\alpha)}{1+(N-1)\alpha}\right]}{\lg\left[\dfrac{(N-1)\alpha}{1+(N-1)\alpha}\right]}, \qquad (42)$$

care, în lucrarea mai recentă [28], se corectează astfel:

$$m = \frac{\lg\left[\dfrac{(1-kP_n/P_a)(1+N\alpha)}{1+(N-1)\alpha}\right]}{\lg\left[\dfrac{(N-1)\alpha}{1+(N-1)\alpha}\right]}. \qquad (43)$$

În graficul din figura 9 se compară – calitativ – forțele din șuruburi/prezoane în cazul strîngerii într-o singură trecere cu cele din cazul strîngerii în mai multe treceri consecutive.

Dacă α depășește o anumită valoare, pe care Rumiantev și colab. [30] o numește c r i t i c ă (α_{cr}), atunci, la strîngerea în următoarele treceri, este posibilă descărcarea pînă la zero a grupelor de șuruburi/prezoane intermediare, pretensionate anterior, ceea ce implică modificări și în distribuția eforturilor în șuruburile/prezoanele rămase active. Pentru considerarea influenței șuruburilor/prezoanelor complet slăbite

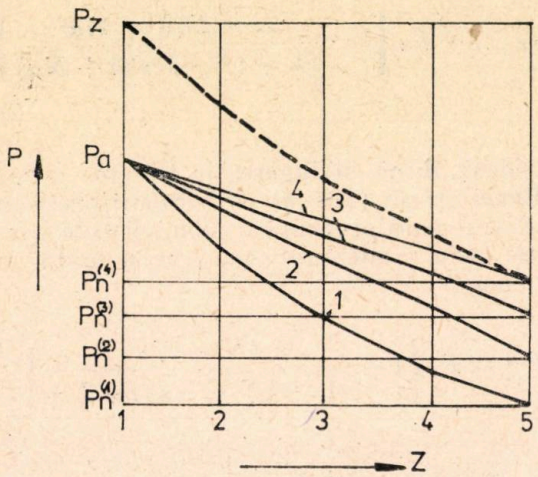


Fig. 9. Compararea calitativă a forțelor din șuruburi/prezoane în condițiile strîngerii a z grupe de șuruburi/prezoane într-o singură trecere (– – – –) sau în mai multe treceri ($m = 4$) consecutive (——)[30]: *1, 2, 3, 4* – numărul de ordine al trecerilor consecutive.

asupra alegerii forței de strîngere privind grupele următoare de șuruburi/prezoane, în ecuația (41) se introduce un coeficient $\varphi \to \varphi_z$, în locul mărimii α^m, rezultînd [30]:

$$P^{(m)}_{(1,2,3,\ldots,z)z} = P_a \left\{ 1 - \frac{(z-1)(N-1)^{m-1}\varphi_z^{(m)}}{[1+(N-1)\alpha]^{m-1}(1+N\alpha)} \right\}.$$

în care: (44)

– pentru $m = 2$:

$$\varphi_z^{(2)} = 1 + \frac{(1-z)[(z-1)(N-1)\alpha^2 - N\alpha - 1]}{(z-1)(N-1)\ \alpha(1+z\alpha)}; \quad (45)$$

– pentru $2 < m \leqslant 4$ (practic, o strîngere în mai mult decît prin patru treceri este nerațională):

Dependența $\varphi_z = \varphi_z(\alpha)$, pentru $m = 4$, evaluată cu (4), se redă grafic în figura 10.

D e m o n t a r e a (slăbirea) îmbinării flanșate este necesar să se efectueze astfel, încît, la relaxarea (slăbirea) succesivă a șuruburilor/

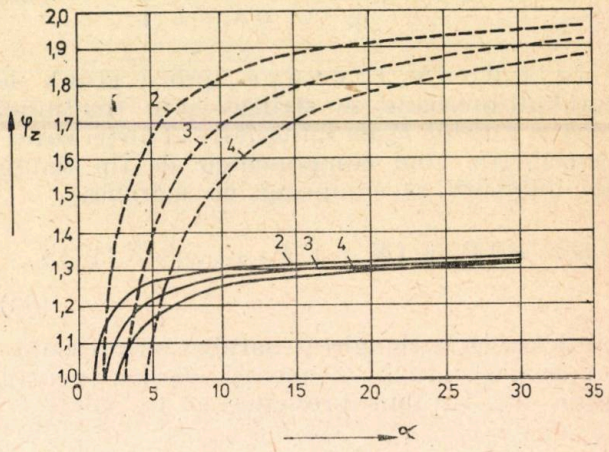


Fig. 10. Dependența $\varphi_z = \varphi_z(\alpha)$ pentru $m = 4$ [30]: (– – – –) – la strîngerea grupei a doua de șuruburi/prezoane; (——) – la strîngerea grupei a treia de șuruburi/prezoane: *2, 3, 4* – numărul de ordine (m) al trecerilor consecutive.

prezoanelor, forța de tracțiune în grupele distincte să n-o depășească pe cea admisibilă P_a. Pornind de la această restricție, intensitatea forței, pînă la care se relaxează următoarea z grupă de șuruburi/prezoane, se determină cu formula [30]:

$$P_z^{(m)} = P_a \left\{ 1 - \frac{(N-1)\alpha^{m-1}[1+(N+z-2)\alpha]}{[1+(n-1)\alpha]^{m-1}(1+N\alpha)} \right\}. \quad (47)$$

În circumstanțele slăbirii șuruburilor/prezoanelor, la p r i m a t r e c e r e, în (47) se introduce numărul ultimei treceri de la operația de strîngere ș.a.m.d.

$$\varphi_z^{(m>2)} = 1 + \frac{(N-z)\{(z-1)(N-1)^{m-1}\alpha^m - (m-1)N(N-1)^{m-2}\alpha^{m-1} -}{(z-1)[(N-1)\alpha]^{m-1}(1+z\alpha)} \to$$

$$\to \frac{-(N-1)\ [2N + (4N-3)(m-3)]\alpha^2 - [(N-1)m+1]\alpha - 1\}}{(z-1)[(N-1)\alpha]^{m-1}(1+z\alpha)}. \quad (46)$$

Asupra prezenței materiei organice în argila verde de Breaza

Prof. dr. ing. **I.D. Pârcălăbescu**
asist. ing. **I. Nistor**
Institutul de Petrol și Gaze Ploiești

În lucrarea [10] s-a făcut un studiu de detaliu asupra celor trei orizonturi care alcătuiesc cariera de argilă de la Breaza, mai precis zona din jurul pîriului Sărăturii. Orizontul bazal *C* din lucrarea [10] este format din trei strate separabile după culoare : în bază argila roșie, cu grosimea cea mai mare, peste ea este depus stratul argilei verzui, acoperit de un strat de argilă de culoare verde închis, strat care face obiectul prezentei lucrări. Orizontul argilos *C* este acoperit de orizontul marnos *B*, peste care s-a depus orizontul *A*, în bază format din nisip marnos peste care se află stratul nisipos. Din stratul verde închis s-a prelevat o probă de culoare foarte închisă, care se analizează în detaliu roentgenostructural și chimico-spectral.

Proba naturală (difractograma *1* din fig. 1) a fost supusă tratării cu etilenglicol : între 24 ore (difractograma *2*), 48 ore (difractograma *3*), 72 ore (difractograma *4*), 144 ore (difractograma *5*) și 1 704 ore (difractograma *6*). Proba naturală a fost presată pe discul de cuarț pentru obținerea de probe orientate (tip 001). Seriile de difracție indică prezența : illitului (3,35 Å), cloritului (7 Å și 3,52 Å) și montmorillonitelor (9,5 Å; 12,6 Å; 18,6 Å; 20,9 Å) și preponderența interstratificărilor de tip : illit +montmorillonit (22,9 Å; 19,6 Å ș.a.) și clorit+montmorillonit (28 Å; 16,7 Å ș.a.).

Proba presată pe discul de cuarț a fost tratată apoi cu etilenglicol în exces și supusă investigării roentgenostructurale, păstrîndu-se invariabili parametrii la difractometru [8; 10; 17; 18] în scopul punerii în evidență a fenomenului de includere a etilenglicolului în rețelele polare argiloase. Din analiza multiplelor serii de difracție se poate sintetiza : creșterea parametrului d/n funcție de capacitatea de includere a cloritelor, doar un plan de etilenglicol (4,25 Å) și de capacitatea montmorillonitelor, ($n \times 4{,}25$Å). Prin „umflarea" planelor de difracție crește [1; 17; 18] și intensitatea undei difractate, așa cum se poate observa pe difractogramele din

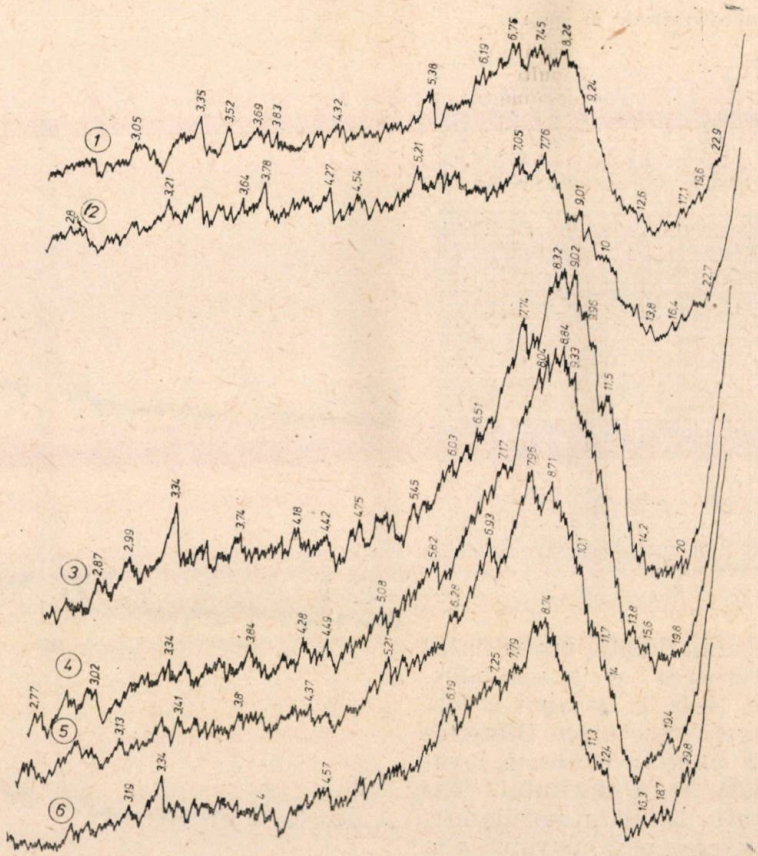


Fig. 1. Difractograme de raze X.

figura 1. Se mai poate reține că o creștere sensibilă a parametrilor d/n și I apare după tratarea timp de 2 zile și că apoi „umflarea" se „plafonează" ca funcție de timpul tratării [8].

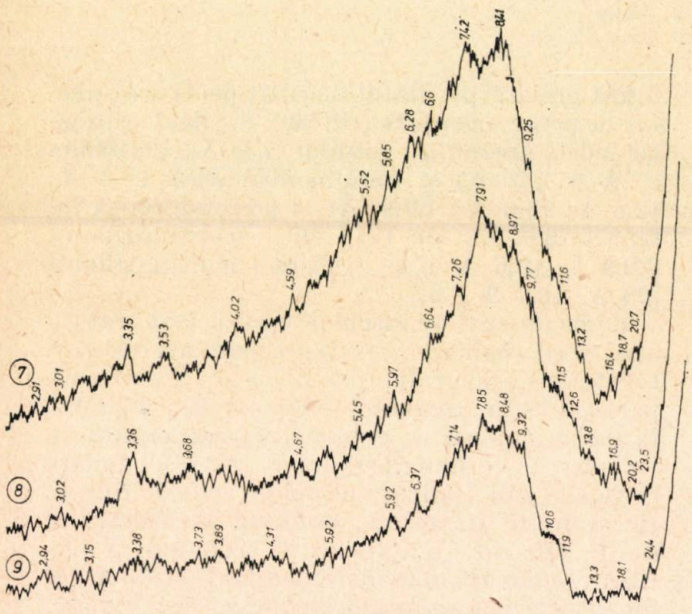


Fig. 2 Difractograme de raze X

Tabelul 1

Datele analizei chimico-spectrale de emisie.

NR. CRT.	PROBA	Tratată cu...	la temperatura... °C	timp de... ore	ELEMENTELE CHIMICE																										
					CN	Si	Al	Ca	Mg	Fe	Mn	Na	K	Ti	V	Ni	Cr	Cu	Mo	Sr	Zr	Re	Ru	Co	Zn	Ba	Ta	Ga	Pb	B	P
					λ=3883,4 Å	λ=2577,1 Å	λ=2660,2 Å	λ=2721,6 Å	λ=2915,5 Å	λ=2636,5 Å	λ=2933,1 Å	λ=3303,0 Å	λ=3217,0 Å	λ=3166,5 Å	λ=3102,3 Å	λ=3101,9 Å	λ=2843,3 Å	λ=3274,0 Å	λ=3132,6 Å	λ=3464,5 Å	λ=3438,2 Å	λ=3460,5 Å	λ=3498,3 Å	λ=3061,8 Å	λ=3282,3 Å	λ=3071,5 Å	λ=2933,5 Å	λ=2943,6 Å	λ=2833,1 Å	λ=2496,9 Å	λ=2535,6 Å
					PARAMETRUL SPECTRAL $I_t - I_f$																												
1	N	-	-	-	1,3	10,9	2,2	4,5	1,6	2,8	15,3	1,3	13,7	14,6	5,1	2,1	4,4	13,5	1	1,5	1,9	6,7	2,6	2,2	4,4	-	2,1	4,4	1,1	6,3	13
2	F	-	100	24		10,8	2,3	4,8	1,6	3,6	15,4	1,3	13,9	14,9	6,3	2,6	4,6	13,7	6	1,3	1,2	6,1	2	2,5	5,9	0,8	3,6	5,2	1,4	6	13,6
3	F	HCl	90	24	0,7	12,2	2,1	4,3	2,6	4,1	14,4	1,3	13,7	14,9	4,8	3,4	4,4	13,7	1,1	0,7	0,8	2,7	1,5	2	5,1	1,8	4,1	7	2,1	7,1	13,4
4	A	-	150	0,5	1	10,6	1,8	5,3	1,4	2,1	15,4	1,3,1	1,3	14,5	4,5	1,5	3,6	13,9	1	0,5	0,6	3,2	0,8	2,1	3,2	0,7	1,8	4	1,3	6,5	13,6
5	A	-	350	0,5	1,3	10,8	1,5	12,4	0,9	1,8	15,2	1,2,4	9,8	14,1	2,2	0,8	1,9	13,5	0,4	0,5	0,6	3,5	-	2,5	1,6	0,6	1,1	3,8	0,6	5,7	13,2
6	A	-	550	1	1,4	10,2	1,4	5,6	1,1	1,2	15,2	1,3,1	1,2,5	14,6	3,4	1,2	2,2	13,9	0,5	-	1	3	-	2	2,6	0,7	1,6	4,1	0,8	5,3	13,5
7	A	-	750	0,5	1,9	10,9	1,5	4,3	1,2	1,8	15,7	1,3,5	1,2,9	14,9	4,6	1,4	2,5	14,1	5,1	-	1	3	-	2	4,1	0,3	2,1	5	1	5,8	14,1
8	A	-	900	2	2,1	11	1,4	11,2	1,2	2,9	15,7	1,3,9	1,2,1	14	3,9	1,3	2,3	14,2	5,2	-	0,9	4,3	-	3,6	3,2	0,5	2,8	7,4	1,5	7,3	14,4
9	F	EG	100	24		10,1	1,2	3,2	0,7	1,7	15,4	1,2,4	1,3,4	13,8	4,3	1,1	2,2	14,3	0,4	-	1,4	2,8	-	1,5	3,4	0,4	1,8	3,3	0,7	4,5	14,4
10	A	EG	150	48		10,5	1	4,5	1,1	1,5	15,4	1,3,4	1,3,1	15	4,1	1,5	2,2	14,5	0,5	0,7	1	2,5	-	1,6	2,9	0,5	1,7	3,5	0,8	4,9	14,5
11	A	EG	250	24		9,1	0,8	2,1	0,8	0,7	15,4	1,1,7	1,2,3	14,2	3,1	0,8	1,6	14,1	0,5	-	1,2	3,4	-	0,7	2,6	-	0,8	2,1	0,5	4,3	14,4
12	A	EG	550	24		11,4	1,4	4	0,9	2,2	15,8	1,3,1	1,1	14,5	5,3	2,1	3,2	14,1	0,6	0,7	1,3	3,5	-	1,8	4,6	0,5	2,5	3,4	0,8	5	14,8
13	A	EG	750	48	2,5	11,6	1,8	4,8	1,3	2,1	15,5	1,3,6	1,0,7	15,1	6,2	2,5	3,3	14,5	10,2	0,8	2,5	4,3	0,6	2	5,8	0,5	3,3	5,1	1,3	6	15
Estimarea participării procentuale					0,06	30		30	10	10	10	0,1-0,3	0,3-10	0,3-10	0,03-0,1	0,003	0,03	0,01-0,03	0,001	0,01-0,03	0,03-0,1	0,003-0,01	0,01-0,03	0,01-0,03	0,01-0,03	0,01-0,1	0,3-10	0,03	0,03-0,3	0,03-0,1	0,001-0,01	0,03-0,1

N-proba naturală, F-pr fiartă, A-pr arsă, EG-etilenglicol.

Pentru a cunoaște mai în detaliu proba naturală s-a procedat la „fierberea" ei în apă bidistilată timp de 24 ore (tab. 1) și apoi a fost supusă cercetării roentgenostructurale. Difractograma 7 din figura 2 pune în evidență invariabilitatea illitului (3,35 Å), a cloritului (7Å) și modificări însemnate la montmorillonite, atît în ce privește creșterea parametrului d/n, cît și a intensității I a undei difractate.

În continuare proba naturală a fost menținută timp de 24 ore în soluție cu HCl la temperatura de 90°C și apoi proba a fost investigată roentgenostructural, difractograma *9* indicînd modificările illitului și cloritului și transformarea „întregii" probe la tipul montmorillonitic [7].

Proba fiartă a fost apoi tratată cu etilenglicol timp de 24 ore, difractograma *8* indicînd invariabilitatea illitului și modificări atît pe clorit, cît mai ales pe montmorillonite.

Pentru a observa schimbul ionic în aceste procese fizico-chimice s-a procedat la analiza chimico-spectrală de emisie [2; 9], metoda semicantitativă (tab. 1), a probelor uscate în etuvă la 102°C. Din analiza datelor tabelului 1 se poate desprinde faptul că în interplanele montmorillonitelor ionii schimbabili au avut o participare redusă, subliniată de monotonia variației parametrului spectral $I_t - I_f$. În aceste condiții etilenglicolul a „substituit" în principal apa din interplane, ceea ce justifică variațiile parametrilor difracției razelor X, amintite anterior.

Încălzirea probelor naturale la temperaturi de 150°C, 350°C, în cuptorul electric, timp de 1/2 oră, și la temperatura de 550°C timp de 1 oră a determinat, după cum indică difracto-

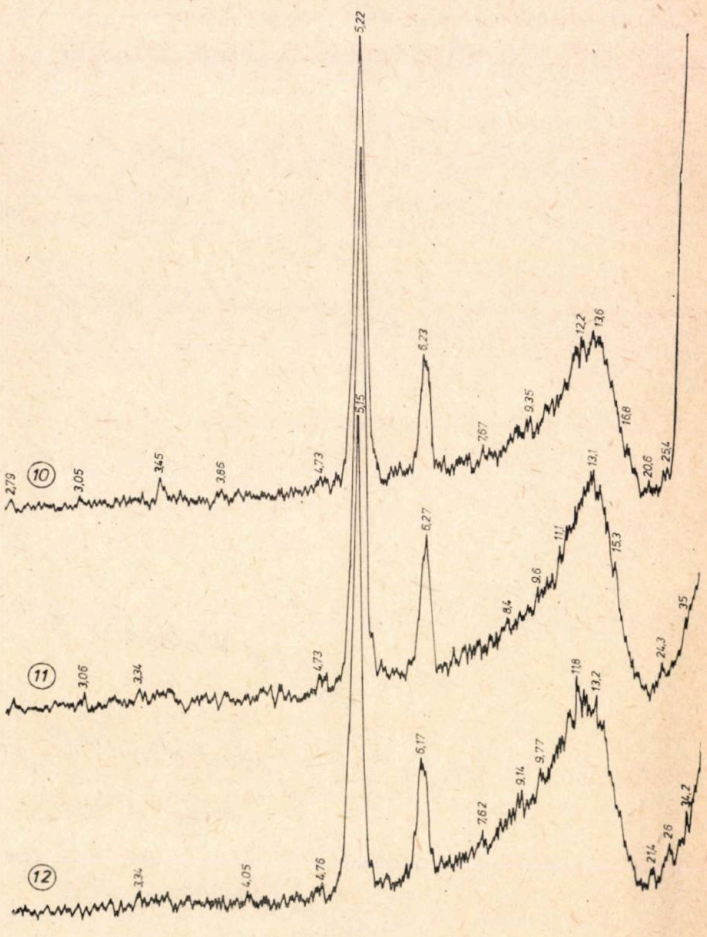


Fig. 3 Difractograme de raze X

gramele din figura 3, modificări substanţiale în probele naturale ale argilei verzi de Breaza. Proba încălzită la 150°C, difractograma *10*, şi-a modificat deosebit de substanţial structura, planul $d/n = 5{,}22$ Å indicînd [4; 13; 14; 15] apariţia formiatului de plumb, planele dintre 6,2—6,28 Å aparţin formiaţilor hidrataţi de fier şi respectiv de stronţiu, planul de la 12,2Å este al ftalocianinei, iar cel de la 13,6 Å al acetatului de potasiu sau ftalatului de potasiu. Planul de la 25,4Å aparţine structurii illit+montmorillonit+materie organică, planul de la 20,6Å aparţine tipului montmorillonit+materie organică, la fel planul de la 16,8Å. Proba „arsă" în cuptorul electric la 350°C (fig. 3) pune în evidenţă predominarea planului de la 5,22 Å, prezenţa la 6,27 Å a formiatului hidratat de stronţiu mai mult decît participarea formiatului hidratat de fier. Planul de la 13,1Å indică [13] participarea însemnată a tetrafenil imidodifosfatului de sodiu. Planul de la 15,3Å pune în evidenţă participarea difenil imidodifosfatului de sodiu [14]. Planul de la 24,3Å aparţine interstratificării illit + montmorillonit+cocs, iar cel de la 35 Å tipului clorit+montmorillonit+cocs. Planul de la 11,1Å aparţine acetatului de calciu. Planul de la 9,6Å aparţine structurii illit+montmorillonit+cocs [15]. Proba „arsă" în cuptorul electric la 550°C (fig. 3) indică prin planul $d/n = 5{,}15$ Å participarea însemnată a oxalatului de molibden [13; 14; 15]. Prezent este şi formiatul hidratat de fier (6,17Å), cu o participare mai crescută apare şi acetatul hidratat de calciu (11,8 Å). Participă de asemenea (13,2 Å) şi tetrafenil imidodifosfatul de sodiu. Celelalte plane aparţin interstratificărilor illit+montmorillonit + cocs şi clorit+montmorillonit+cocs [15].

Aceste probe „arse" în cuptorul electric au fost apoi saturate cu etilenglicol, timp de 1 şi respectiv 2 zile, şi apoi cercetate roentgenostructural (fig. 4). Investigarea difractogramelor

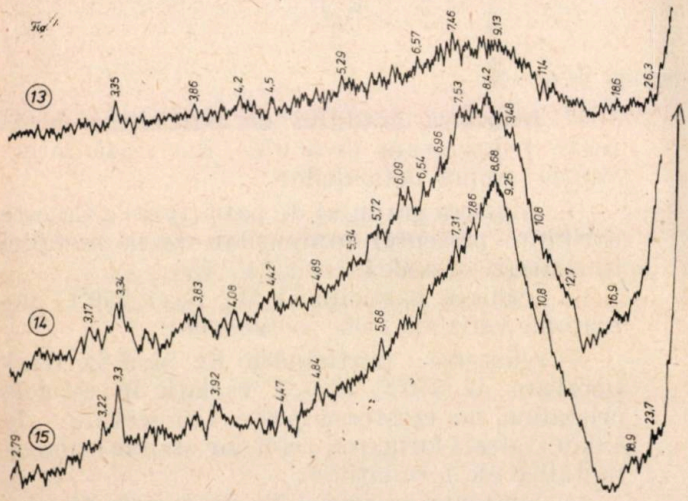


Fig. 4 Diafractograme de raze X

13—15 pune clar în evidenţă dispariţia pikurilor din domeniile 5,2 Å; 6,2 Å; 11—15 Å, adică modificări asupra compuşilor organometalici anterior menţionaţi. Au dispărut şi pikurile menţionate pentru structurile illit+montmorillonit+cocs şi clorit+montmorillonit+cocs. Această stare ne face să opinăm că etilenglicolul, ca fluid polar extrem de activ, a acţionat atît asupra materiei organice, cît şi asupra cocsurilor. Proba 13, tratată timp de 2 zile cu etilenglicol, a generat o difractogramă în care doar illitul apare ca „neinfluenţat" (3,35 Å), celelalte serii de difracţie ale reţelelor slab cristalizate (pikuri neexpresive) ar aparţine unor reţele polare umflate de etilenglicol. Proba 14 a fost tratată timp de 24 ore cu etilenglicol şi aici illitul apare „neinfluenţat" (3,34 Å), în schimb în domeniul 10,8—5,7 Å apar pikuri intense aparţinînd tipurilor illit+montmorillonit+„etilenglicol cu materie organică" şi clorit+montmorillonit+„etilenglicol cu materie organică". Proba 15 tratată tot 24 ore cu etilenglicol reliefează invariabilitatea illitului şi prezenţa acelorași reţele cristaline polare menţionate la proba 14. Rezultă că o durată mai crescută de tratare cu etilenglicol conduce la o reducere însemnată a gradului de cristalinitate.

Proba naturală a argilei verzi de Breaza a mai fost „arsă" în cuptorul electric, timp de 1/2 oră, la temperatura de 1 000°C şi apoi cercetată roentgenostructural — difractograma *16* (fig. 5). Predominarea certă aparţine pikului de la 5,22 Å al oxalatului de molibden [13; 14; 15]. Participare însemnată au şi formiaţii hidrataţi de stronţiu şi respectiv de fier (domeniul 6,29 Å). Celelalte pikuri din domeniul 8—32 Å aparţin reţelelor de tip illit+montmorillonit+cocs şi respectiv clorit+montmorillonit+cocs

Arderea probei naturale la 1 200°C, timp de 2 ore, cercetată roentgenostructural (difractograma *18* din fig. 5) indică aceleaşi reţele organo-metalice şi de interstratificaţie mixtă ordonată, care au inclus cocs, la fel ca la proba 16.

Proba naturală, arsă la 1 000°C, timp de 1/2 oră a fost tratată cu exces de etilenglicol, timp de 2 zile, şi apoi supusă investigării roentgenostructurale (difractograma *17* din fig. 5). Difractograma *17* practic nu diferă de difractograma *16*, ceea ce ne permite să opinăm că energia termică înglobată în proba *16* a generat un grad foarte ridicat de cristalinitate a reţelelor, pentru care fapt etilenglicolul polar nu mai are influenţă asupra lor.

Pentru a ilustra şi mai cert schimbul ionic în aceste procese fizico-chimice, s-a procedat la analiza chimico-spectrală de emisie, metoda semicantitativă [2; 9], cu ajutorul spectrografului cu reţea plană P.G.S. 2 — Zeiss, date consemnate în tabelul 1. O sinteză a acestor analize s-ar prezenta astfel:

— participarea Si şi B a rămas practic aceeaşi, ilustrînd faptul că prin procesul de

„fierbere", utilizat în prezenta cercetare, nu s-a putut acționa asupra tetraedrilor rețelelor cristaline. Aceeași stare este pusă în evidență și de constanța participării Al și Ga [5; 8];

— în proba „fiartă" se observă și o invariabilitate a Ca, Sr și Mn atestînd împreună cu Mg că nu s-a acționat nici asupra octaedrilor;

— acidizarea probelor a condus la reducerea participării Ca, Sr și Mn pe seama distrugerii organo-metalice [13; 14; 15] în probele investigate. Prezența Mo, Re, Ru, Zn, Ta, Pb și P ar adăuga un suport la ipoteza prezenței materiei organice în argila verde de Breaza;

— variația CN în proba acidizată ilustrează dispariția carbonaților, componenta C anorganic dispărînd din probă prin acidizare [3; 15];

— constanța participării Si în probele arse pînă la 1 200°C ilustrează invariabilitatea tetraedrilor;

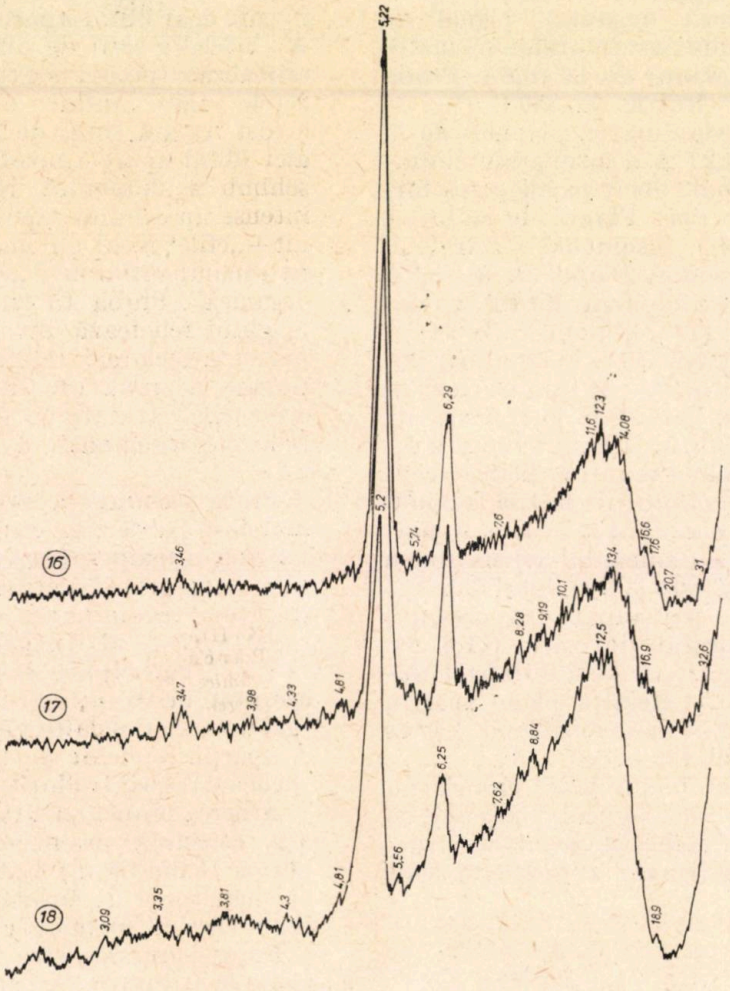


Fig. 5 Diafractograme de raze X

carbonaților, în principal, difractograma *1* de raze X indicînd un slab pik la 3 Å, caracteristic carbonaților. Cum calciul are relații de substituire cu stronțiul și manganul [11] se explică și variația sincronă a acestor elemente. Distrugerea carbonaților prin acidizare a condus la creșterea relativă a Mg, Fe și Ba pe seama faptului că în cavitatea electrodului de grafit s-a pus practic aceeași masă a probelor cercetate;

— constanța Na ar ilustra stabilitatea zeoliților prezenți în proba naturală (3,18 Å), iar constanța K ilustrează „stabilitatea" illitului [10];

— modul cum se distribuie Ti, Zr, Cr, Cu, V și Ni ar ilustra participarea și variația rețelelor

— reducerea gradului de participare a Al peste temperatura de 350°C ilustrează intervenția asupra octaedrilor;

— creșterea gradului de participare a Ca este atribuită prezenței compușilor organo-metalici în materia organică [13; 14; 15];

— scăderea participării Mg peste 350°C înseamnă variabilitatea octaedrilor;

— reducerea participării Fe pînă la temperatura de 550°C atestă variații în rețelele cristaline, iar creșterea peste temperatura de 1 000°C atestă formarea rețelelor stabile organometalice ale formiaților;

— constanța prezenței Na ilustrează că procesul de ardere nu a influențat zeoliții, după

cum în acest proces nu s-a acționat nici asupra illitului, K rămînînd invariabil;

— se regăsește în această lucrare „pragul" de temperatură de la 500°C [15], pentru că după 550°C (tab. 1) se „transformă" (fig. 3 și 5) rețelele organo-metalice ale ftalaților, fenililor, propionaților și acetaților, la temperaturile de 1 000—1 200°C rămînînd rețelele stabile organo-metalice ale formiaților și oxalaților. Pentru detalii se recomandă lucrările [13; 14; 15];

— pragul transformărilor sub influența creșterii temperaturii se regăsește și în variația participării CN (tab. 1), constant pînă la 550°C și crescător după 1 000°C, prin faptul că se „pierde" din hidrogen prin „cocsare" la temperaturi peste 1 000°C [14; 15];

— pragul transformărilor de la 500°C este ilustrat și de variația participării fosforului [14; 15].

Proba arsă (tab. 1) și tratată cu etilenglicol indică o creștere a gradului de participare a CN la 1 000°C, fapt ce se explică prin adsorbirea etilenglicolului de către proba arsă.

Proba „fiartă" și apoi saturată cu etilenglicol indică:

— invariabilitatea Si, deci nu s-a „umblat" la tetraedri;

— Al și Ga își reduc participarea, deci în octaedri au avut loc mișcări, în procesul de fierbere și apoi tratare cu etilenglicol;

— Ca, Mg, Fe, V, Ni, Cr își reduc participarea prin „mutarea" lor din interplane prin fierbere și apoi tratare cu etilenglicol care, ca mediu puternic polar, acționează asupra „apei" și ionilor din aranjamentul din interplane (a se vedea fig. 10 din lucrarea [16]);

— reducerea gradului de participare pentru Ti, Mo, Sr, Re, Ru, Co, Zn, Ta, Pb s-ar explica prin acțiunea polarului etilenglicol cu rețelele polare ale compușilor organo-metalici, ținîndu-se seama că interacțiunea dintre două medii polare conduce [5; 6; 12; 16] la formarea unui nou mediu polar distinct structural de cele două medii de la care s-a plecat.

Coroborînd investigarea roentgenostructurală cu cea chimico-spectrală de emisie se poate reține că:

- modesta intervenție energetică [15] prin fierbere la $V \to \infty$, pe o durată de timp modestă (tab. 1), nu a adus modificări decît asupra montmorillonitelor;
- acidizarea „caldă" a condus la îndepărtarea carbonului „anorganic" și scoaterea în evidență a carbonului „organic" care, în prezența elementelor chimice aflate în masa supusă unor nivele de temperatură din ce în ce mai ridicate (tab. 1), a generat rețele cristaline organo-metalice, expresiv puse în evidență de difractogramele de raze X;
- funcție de intensitatea nivelului energiei termice au apărut și diversele tipuri de rețele organo-metalice, concordante cu legitățile puse în evidență în lucrările [13; 14; 15];
- arderea materiei organice aflată în argila verde de Breaza apare ca un fenomen similar procesului de cocsare, amplu analizat în lucrările [13; 14; 15];
- metodologia preconizată în prezenta lucrare opinăm că poate scoate în evidență prezența materiei organice aflată în unele argile, rețelele organo-metalice putînd fi astfel utilizate în problematicile fizico-chimiei zăcămintelor.

Bibliografie

[1] Agarwal, D. K. *X-ray spectroscopy.* Springer—Verlag, New York, 1979.

[2] Ahrens, L. H., Taylor, S. R. *Spectrochemical analysis.* II-nd edition, Addison-Wesley Publ. Co. London, 1961.

[3] Dennen, H. W. *Spectrographic determinations of carbon in sedimentary rocks using direct-current arc excitation.* Spectrochemical Data, v.9, 1957.

[4] *** *Index to the powder diffraction file.* A.S.T.M., 1966, Philadelphia.

[5] Manea, Fl. *Schimbători de ioni naturali din zăcămintele petrolifere și schimbul ionic al acestora cu apele de injecție.* Teză de doctorat, Institutul Politehnic, București, 1985.

[6] Moelwin Hughes, A. E. *Physical chemistry.* Pergamon Press, London, 1961.

[7] Pârcălăbescu, D. I. *Contribuție la explicarea mecanismului acidizării mineralelor componente ale mediului solid al unor zăcăminte de țiței din România.* Buletinul I.P.G.G. București, v. XVI, 1967.

[8] Pârcălăbescu, D. I. *Schimbul ionic între mineralele argiloase prezente în unele structuri gazeifere și fluidele cu care vin în contact.* Buletinul I.P.G.G., v. XVIII, București, 1972.

[9] Pârcălăbescu, D. I. *Determinarea compoziției chimice a mediului solid din neogenul structurii petrolifere Moreni-Gura Ocniței.* Chimie analitică, **2**, nr. 3, 1973.

[10] Pârcălăbescu, D. I. *Physical-chemical properties of the Breaza clay used in the preparation of the drilling muds.* Institutul de geologie și geofizică, Studii tehnice și economice, seria I, nr. 13 București, 1975.

[11] Pârcălăbescu, D. I. *Considerații fizico-chimice și geochimice asupra mediului solid din meoțianul structurii Oprișenești.* Mine, Petrol și Gaze, **32**, nr. 5, 1981.

[12] Pârcălăbescu, D. I. *Asupra interacțiunii bioxidului de carbon în fază lichidă cu fluidele din zăcămintele de țiței.* Mine, Petrol și Gaze, **33**, nr. 7, 1982.

[13] Pârcălăbescu, D. I. *Asupra compoziției chimico-structurale a cocsurilor obținute în laborator din țițeiurile structurii Moreni-Gura Ocniței.* Mine, Petrol și Gaze, **37**, nr. 8, 1986.

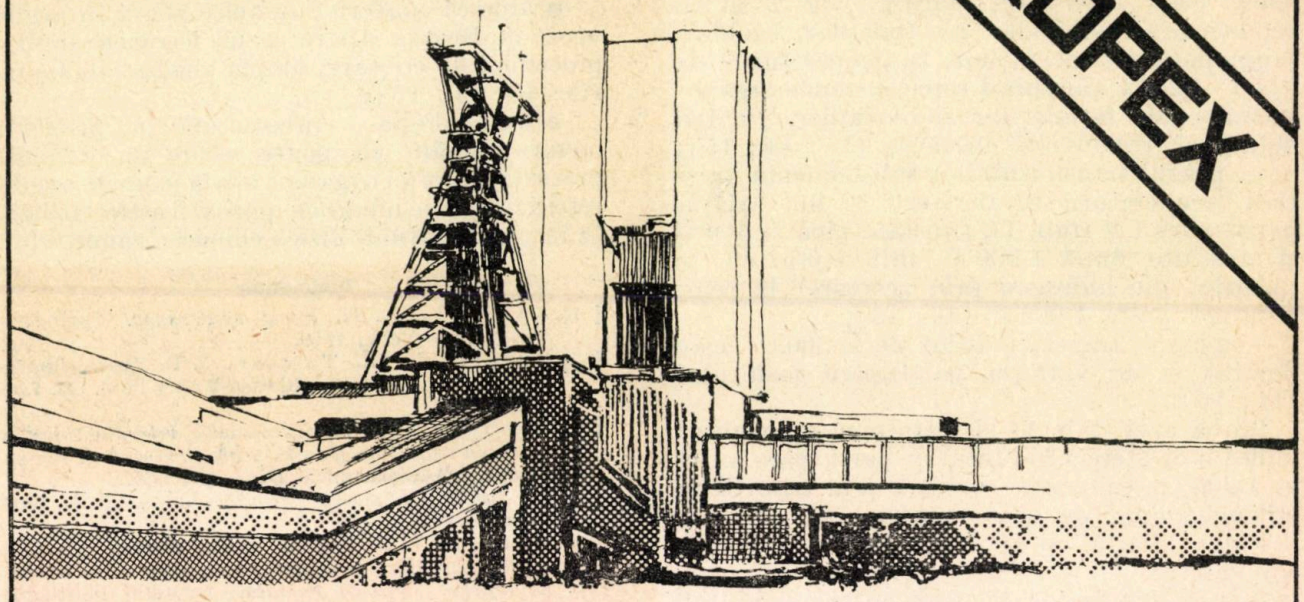
[14] Pârcălăbescu, D. I., Nistor, I. *Asupra compoziției chimico-structurale a cocsurilor obținute în laborator din țițeiurile unor zăcăminte exploatate prin combustie subterană.* Mine, Petrol și Gaze, **37**, nr. 11, 1986.

[15] Pârcălăbescu, D. I., Nistor, I. *Modificări apărute în mediul solid poros-permeabil în procesul combustiei subterane în zăcămîntul de la Suplacu de Barcău.* Mine, Petrol și Gaze, **37**, nr. 12, 1986.

[16] Pârcălăbescu, D. I., Manea, F., Nistor, I. *Asupra interacțiunii apei marine și de injecție cu unele gresii albiene.* Mine, Petrol și Gaze, **38**, nr. 5, 1987.

[17] Thorez, J. *Phyllosilicates and clay minerals.* G. Lelotte, Belgique, 1975.

[18] * * * *X-ray identification and crystal structures of minerals.* Mineralogical Society, London, 1961.



KOPEX

Export—Import

Instalaţii şi maşini miniere, instalaţii de foraj

Furnizează :

- maşini şi echipament minier
- maşini şi echipament de foraj
- echipament de salvare şi protecţie

Proiectează şi construieşte :

- instalaţii miniere
- instalaţii de preparare

Efectuează :

- prospecţiuni geologice şi foraje de explorare
- lucrări miniere
- consultaţii tehnice

Vă invităm să vizitaţi standul nostru din cadrul Tîrgului Internaţional Bucureşti

Adresa noastră:
KOPEX
Întreprindere constructoare de utilaj minier în străinătate
str. Grabowa, 1, 40—952 Katowice
POLONIA
Telex: 315681, Phone: 581—631

KOPEX KOPEX

QUARTZ GRANULES - I

1. Quality:
   SiO_2 - min. 96%
   Fe_2O_3 - max. 0,5%
   granulation - 0,5-3 mm, 5% tolerance
2. Use: water treatment and filtering plants
3. Packing: paper bags contained in polyethylene bags of cca 50 kg

QUARTZ GRANULES - II

1. Quality:
   SiO_2 - min. 98,5%
   Fe_2O_3 - max. 0,3%
   granulation 1. 0,5-2 mm
   0,5-3 mm
   2. 4-9 mm
   3. 9-15 mm
2. Use: the chemical and metalworking industry
3. Packing: paper bags contained in polyethylene bags

MICA POWDER

1. Quality:
   SiO_2 - max. 48%
   Fe_2O_3 - max. 4,2%
   humidity - 1% at loading
   granulation - 2 mm sieve residue, max. 2%
2. Use: welding electrodes production
3. Packing: 15-20 kg labelled paper bags

GROUND FELDSPAR

1. Quality: 1st grade 2nd grade

1. Quality:	1st gr.	2nd gr.	3rd grade
SiO_2	69,48%	68,55%	70,73%
Al_2O_3	17,20%	16,56%	16,25%
Fe_2O_3	0,21%	0,38%	0,42%
CaO	0,89%	0,95%	1,26%
MgO	0,55%	0,55%	0,75%
K_2O	3,52%	3,25%	3,65%
Na_2O	6,15%	6,05%	5,15%
Calcination losses:	0,46%	0,65%	0,65%
Granulation: 0,09 mm sieve residue:	52%	46%	36%

2. Use: the glassware and ceramic industry
2. Packing: paper bags of 50 kg

MICRONIZED ALABASTER

1. Quality:
   $CaSO_4 \cdot 2H_2O$ - min. 98%
   Fe_2O_3 - max. 0,1%
   Al_2O_3 - max. 0,1%
   finess of grinding: +0,04 - max. 0,1%
   degree of whiteness - min. 88,5%
2. Use: varnish, paint, abrasive material and glassware industry
3. Packing: 50 kg paper bags contained in polyethylene bags

CSNB

THE CENTRAL FOR SALT AND NON-METALLIC MINERALS - BUCHAREST

CENTRALA SARII SI NEMETALIFERELOR
BUCURESTI - ROMANIA, CALEA VICTORIEI 220, SECTOR 1

87 NOV 10

Intreprinderea de utilaj minier Petrosani

Str. REPUBLICII 1, cod 2675, telefon 42 820

P R O D U C E :

UTILAJE de susţinere mecanizată a abatajelor de cărbune:
- pentru strate groase: tip SMA-1 şi SMA-2;
- pentru strate subţiri: tip SMA-PH-1 şi SMA-PH-2;

UTILAJE de tăiere mecanizată a cărbunelui în abataje:
- combina pentru tăiere în lignit tip CA-1;
- combina cu atac frontal tip CA-2;

FOREZA electrohidraulică tip MHF-45;
UTILAJE de transport pe verticală;
ECHIPAMENT hidraulic minier de comandă;
ECHIPAMENT antigrizutos de comandă electrică.

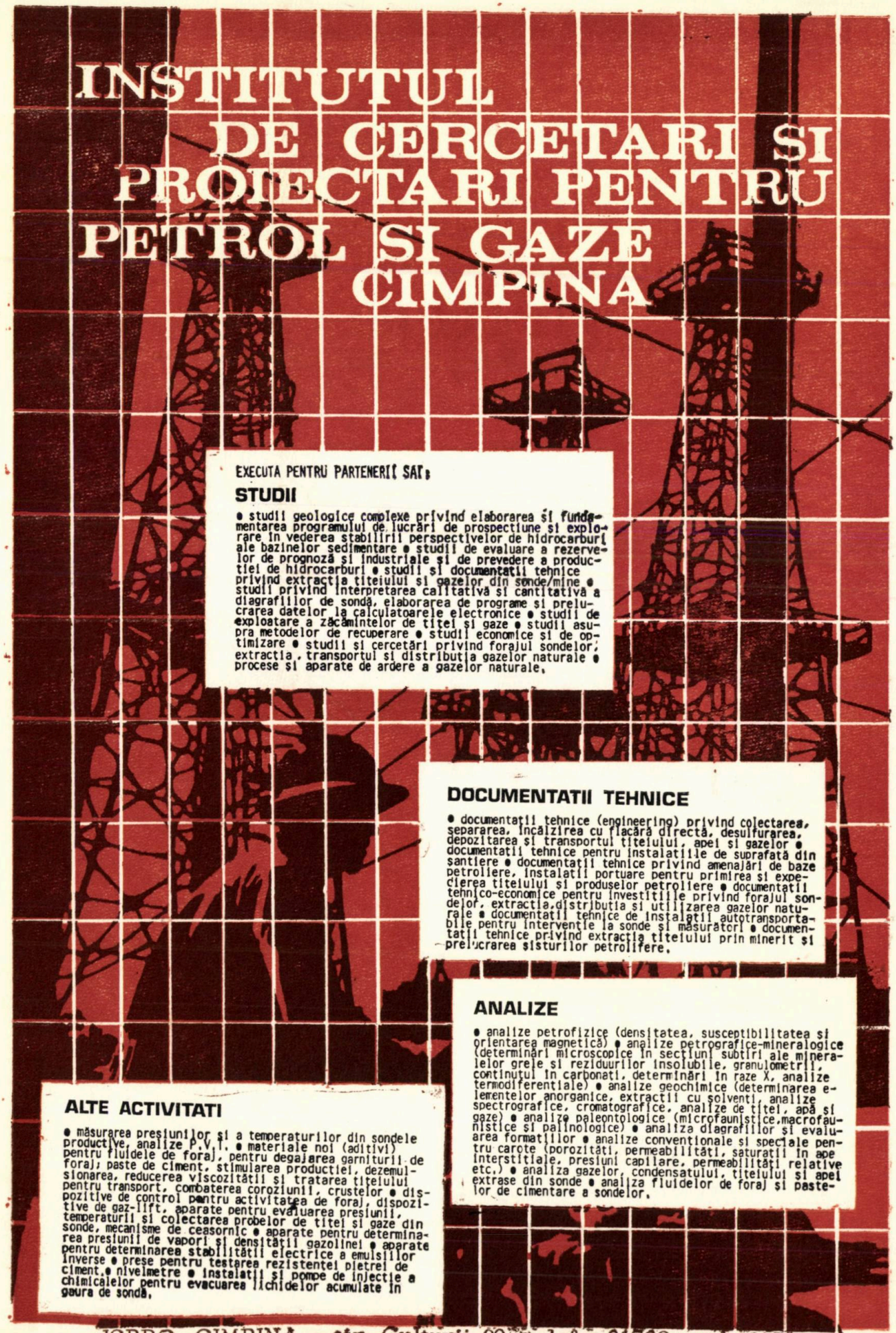
E 1445

MINE
PETROL
GAZE

BUCUREȘTI – ROMÂNIA ★ Vol. 39, decembrie 1988

11

INSTITUTUL DE CERCETARI SI PROIECTARI PENTRU PETROL SI GAZE CIMPINA



EXECUTA PENTRU PARTENERII SAI:

STUDII

• studii geologice complexe privind elaborarea și fundamentarea programului de lucrări de prospectiune și explorare în vederea stabilirii perspectivelor de hidrocarburi ale bazinelor sedimentare • studii de evaluare a rezervelor de prognoză și industriale și de prevedere a producției de hidrocarburi • studii și documentații tehnice privind extracția țițeiului și gazelor din sonde/mine • studii privind interpretarea calitativă și cantitativă a diagrafiilor de sondă, elaborarea de programe și prelucrarea datelor la calculatoarele electronice • studii de exploatare a zăcămintelor de țiței și gaze • studii asupra metodelor de recuperare • studii economice și de optimizare • studii și cercetări privind forajul sondelor; extracția, transportul și distribuția gazelor naturale • procese și aparate de ardere a gazelor naturale.

DOCUMENTATII TEHNICE

• documentații tehnice (engineering) privind colectarea, separarea, încălzirea cu flacără directă, desulfurarea, depozitarea și transportul țițeiului, apei și gazelor • documentații tehnice pentru instalațiile de suprafață din șantiere • documentații tehnice privind amenajări de baze petroliere, instalații portuare pentru primirea și expedierea țițeiului și produselor petroliere • documentații tehnico-economice pentru investițiile privind forajul sondelor, extracția, distribuția și utilizarea gazelor naturale • documentații tehnice de instalații autotransportabile pentru intervenții la sonde și măsurători • documentații tehnice privind extracția țițeiului prin minerit și prelucrarea șisturilor petrolifere.

ANALIZE

• analize petrofizice (densitatea, susceptibilitatea și orientarea magnetică) • analize petrografice-mineralogice (determinări microscopice în secțiuni subțiri ale mineralelor grele și reziduurilor insolubile, granulometrii, conținutul în carbonați, determinări în raze X, analize termodiferențiale) • analize geochimice (determinarea elementelor anorganice, extracții cu solvenți, analize spectrografice, cromatografice, analize de țiței, apă și gaze) • analize paleontologice (microfaunistice, macrofaunistice și palinologice) • analiza diagrafiilor și evaluarea formațiilor • analize convenționale și speciale pentru carote (porozități, permeabilități, saturații în ape interstițiale, presiuni capilare, permeabilități relative etc.) • analiza gazelor, condensatului, țițeiului și apei extrase din sonde • analiza fluidelor de foraj și pastelor de cimentare a sondelor.

ALTE ACTIVITATI

• măsurarea presiunilor și a temperaturilor din sondele productive, analize P.V.T. • materiale noi (aditivi) pentru fluidele de foraj, pentru degajarea garniturii de foraj; paste de ciment, stimularea producției, dezemulsionarea, reducerea viscozității și tratarea țițeiului pentru transport, combaterea coroziunii, crustelor • dispozitive de control pentru activitatea de foraj, dispozitive de gaz-lift, aparate pentru evaluarea presiunii, temperaturii și colectarea probelor de țiței și gaze din sonde, mecanisme de ceasornic • aparate pentru determinarea presiunii de vapori și densității gazolinei • aparate pentru determinarea stabilității electrice a emulsiilor inverse • prese pentru testarea rezistenței pietrei de ciment • nivelmetre • instalații și pompe de injecție a chimicalelor pentru evacuarea lichidelor acumulate în gaura de sondă.

ICPPG CIMPINA - str. Culturii 29, telefon 31730, cod 2150

MINE, PETROL ŞI GAZE

ANUL XXXIX

Nr. 11 1988

ORGAN AL MINISTERULUI MINELOR ŞI AL MINISTERULUI PETROLULUI

CUPRINS

Nedopaca, M. **Consideraţii geochimice privind structura de adîncime a zăcămîntului Brusturi** 529

Hejliu, N., Tat, S. **Particularităţile lucrărilor de împuşcare în minele de petrol** 533

Dobrescu, L. **Stabilirea prin calcule probabilistice a unor modele pentru caracterizarea proceselor de preparare a minereurilor (II)** . . . 536

Simion, S., Bitir, P., Kovacs, L. **Complex de măsuri tehnice pentru reducerea zgomotului la o staţie de compresoare de mină** 542

Ionescu, N. M., Oprea, M. **Model matematic de prognoză pentru zăcăminte de substanţe minerale utile** 545

Părăuşanu, V., Sîrbu Petruţa, Ponoran Ileana, Xenos, D. **Noi tipuri de substanţe tensioactive pentru dezemulsionarea ţiţeiului** 549

Pârcălăbescu, I. D., Brebeanu, Gh., Nistor, I. **Asupra alcătuirii chimico-streturale a ţiţeiurilor din structura Măgurele—Mălăieşti şi unele supoziţii de geneză** . . . 554

Dobrinescu, D., Somoghi, V., Pătraşcu, C. **Dimensionarea tehnologică optimizată a condensatoarelor** . . . 563

COLEGIUL DE REDACŢIE

Preşedinte: ing. **Vasile-Gheorghe Scripăţ-Florescu**; *vicepreşedinţi:* dr. ing. **Gheorghe Aldea** şi ing. **Traian Cojocaru**; *membri:* ing. **Teodor Boru**, ing. **Gheorghe Boteanu**, ing. **Alexandru Butac**, ing. **Minea Ene**, prof. dr. ing. **Dumitru Fodor**, dr. ing. **Iancu Geangălă**, ing. **Gheorghe Giuclea**, ing. **Ion Gâf-Deac**, dr. ing. **Mircea Guran**, ing. **Ion Mărăscu**, ing. **Ion Mitrea**, dr. ing. **Florea Neagu**, ing. **Nicolae Pantilie**, ing. **Mircea Refec**, ing. **Aurel Sandu**, dipl. univ. **Elena Vrânceanu**, *redactor.*

REZUMATE

C.Z. 550.4 (B)

Nedopaca, M. *Consideraţii geochimice privind structura de adîncime a zăcămîntului Brusturi.*

Sînt prezentate sinteza datelor geochimice şi geochimia structurii de adîncime a zăcămîntului Brusturi, în vederea determinării conţinutului acestuia.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 11, 1988

C.Z. 622.235 :622.323

Heljiu, N., Tat, S. *Particularităţile lucrărilor de împuşcare în minele de petrol*

Sînt prezentaţi factorii de pericol implicaţi la exploatarea ţiţeiului prin meotde miniere şi riscurile posibile în lucrările de împuşcare, precum şi tehnologia de împuşcare aplicată la săparea lucrărilor în minele de ţiţei din România.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 11, 1988

C.Z. 622.71.084.2

Dobrescu, L. *Stabilirea prin calcule probabilistice a unor modele pentru caracterizarea proceselor de preparare a minereurilor* (II)

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 11, 1988

C.Z. 622.874

Simion, S., Bitir, P., Kovacs, L. *Complex de măsuri tehnice pentru reducerea zgomotului la o staţie de compresoare de mină*

În vederea realizării unui nivel cît mai scăzut de zgomot într-o staţie de compresoare de la o mină din cadrul Combinatului minier Valea Jiului, s-au conceput, realizat şi experimentat soluţii tehnice şi utilaje: atenuator de zgomot cu filtru de aer; carcasă fonoabsorbantă; cameră de reducere a zgomotului; ecrane fonoizolante; cabină fonoabsorbantă.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 11, 1988

C.Z. 622.013.3

Ionescu, N. M., Oprea, M. *Model matematic de prognoză pentru zăcăminte de substanţe minerale utile*

Se analizează teoriile deciziei şi căutării, considerate ca părţi constitutive ale statisticii matematice aplicate la problema prognozei în geologie.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 11, 1988

C.Z. 66.063.61

Părăuşanu, V. ş. a. *Noi tipuri de substanţe tensioactive pentru dezemulsionarea ţiţeiului*

Pe baza unor date experimentale, se face un studiu comparativ asupra posibilităţilor de dezemulsionare a ţiţeiului predecantat românesc de tip Moldova şi grecesc de tip Prinos, prin utilizarea unor dezemulsionanţi clasici şi a condensatelor amino-nonilfenolformaldehidice. Se prezintă domeniile de concentraţie şi temperatura pentru care produsele de sinteză prezintă eficienţă de separare maximă.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 11, 1988

C.Z. 622.323: 550.43

Pârcălăbescu, I. D., Brebeanu, Gh., Nistor, I. *Asupra alcătuirii chimico-structurale a ţiţeiurilor din structura Măgurele — Mălăieşti şi unele supoziţii de geneză*

În baza legităţilor dezintegrării nucleare şi catalizei eterogene, se explică deosebirile structurale dintre cele două ţiţeiuri şi se emit unele supoziţii de geneză.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 11, 1988

C.Z. 66.048.28

Dobrinescu, D., Somoghi, V., Pătraşcu, C. *Dimensionarea tehnologică optimizată a condensatoarelor*

Autorii analizează dimensionarea tehnologică optimizată a condensatoarelor pentru vapori de substanţe pure, stabilesc metoda de minimizare a funcţiei obiectiv, cu restricţie, şi elaborează un program de calcul pentru rezolvarea problemei pe un calculator personal.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 11, 1988

CONTENTS

C.Z. 550.4(B)

Nedopaca, M. *Geochemical considerations concerning the depth structure of the Brusturi deposit*

A synthesis regarding the geochemical data and the depth structure geochemistry of the Brusturi deposit, for an evaluation of its contents.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 11, 1988

C.Z. 622.235 : 622.323

Heljiu, N., Tat, S. *The characteristics of blasting works in oil mines*

The danger factors which are present when oil is won by mining methods and the possible risks of blasting works, as well as the blasting technology, applied to the digging of works in oil mines of Romania are presented.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 11, 1988

C.Z. 622.71.084.2

Dobrescu, L. *Probability calculations for the finding of models which characterise mineral processing* (II)

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 11, 1988

C.Z. 622.874

Simion, S., Bitir, P., Kovacs, L. *A complex of technical measures for the reduction of the noise level at a mine compressor station*

In order to reach as low as possible a noise level at a compressor station in a mine belonging to the Jiu Valley mining complex, several technical solutions have been conceived, installed and tested; an air filter noise attenuator; a phonoabsorbant casing; a noise reduction chamber; phonoisolating screens; a phonoabsorbant cabin.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 11, 1988

C.Z. 622.013.3.

Ionescu, N.M., Oprea, M. *A prognosis mathematical model for the deposits of mineral substances*

The theories concerning the decision and selection, considered as constitutive parts of mathematical statistics used in connection with the problem of prognosis in geology are analysed.

Mine, Petrol. şi Gaze, vol. 39, nr. 11, 1988

C.Z. 66.063.61

Părăuşanu, V. et al. *New types of tensioactive substances for the deemulsification of crude oil*

On the basis of experimental data, a comparative study concerning the deemulsification possibilities of Romanian predecanted crude oil is made, making use of classical deemulsifiers and amyno-nonilfenoformaldehidic condensates. The concentration and temperature at wich the synthesis products have maximum separation efficiency are presented.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 11, 1988

C.Z. 622.323 : 550.43

Pârcălăbescu, I. D., Brebeanu, Gh., Nistor, I. *On the chemical-structural composition of crude oil in the Măgurele-Mălăieşti structure and some genesis suppositions*

The structural differences between the two types of crude oil are explained on the basis of nuclear desintegration laws and heterogeneous catalysis and some genesis suppositions are suggested.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 11, 1988

C.Z. 66.048.28

Dobrinescu, D., Somoghi, V., Pătraşcu, C. *The optimised technological dimensioning of condensers*

The autors analyse the optimised technological dimensioning of condensers for pure substance vapours, establish the minimisation method of the function-objective, with restriction, and draw up a calculus program in order to solve the problem by means of a personal computer.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 11, 1988

СОДЕРЖАНИЕ

C.Z. 550.4(B)

Недопака, М. *Геохимические соображения о глубинной структуре месторождения Брустурь*

Представлены синтез геохимических данных и геохимия глубинной структуры месторождения Брустурь в виду определения его содержания.

Ключевые слова: соображения, геохимия, структура, месторождение, содержание, Брустурь.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 11, 1988

C.Z. 622.235 : 622.323

Хелжиу, Н., Тат, С. *Особенности взрывных работ на нефтяных шахтах*

Представлены факторы опасности при нефтедобычи горными методами и возможные риски во время взрывных работ, а также технология взрывных работ, применяемых на шахтах нефти в нашей стране.

Ключевые слова: взрывные работы, опасность, технология, нефтяные шахты, горные методы.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 11, 1988

C.Z. 622.71.084.2

Добреску, Л. *Установление пробабилистическими расчётами некоторых моделей для характеризирования поцессов обогащения руд* (II)

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 11, 1988

C.Z. 622.874

Симион, С., Битир, П., Ковач, Л. *Комплекс технических мероприятий для снижения шума на шахтной компрессорной станции*

В виду получения небольшого уровня шума на шахтной компрессорной станции на Горном комбинате Валя Жиулуй, разработаны и испытались технические решения и новое оборудование: глушитель с воздушным фильтром, поглощительные каркасы, камеры для снижения шума, фоноизолирующие экраны, поглощительная кабина.

Ключевые слова: технические мероприятия, шум, снижение, компрессорная станция, оборудование.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39. nr. 11, 1988

C.Z. 622.013.3

Йонеску, Н. М., Опря, М. *Математическая модель прогнозирования для месторождения ископаемых*

Анализированы теории решения и искания как составные части математической статистики, применяемой для вопроса прогноза в геологии.

Ключевые слова: математическая модель, прогноз, месторождение, геология.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 11, 1988

C.Z. 66.063.61

Пэрэушану, В. и др. *Новые типы тенсиоактивных веществ для деэмульгации нефти*

На основе экспериментальных данных, представлено сравнительное изучение возможностей деэмульгации предекантированной румынской нефти типа Молдова и грекской типа Принос, использованием классических деэмульгаторов и амино-нонилфенолформалдехидных конденсатов. Представлены области концентрации и температура для которых синтетические изделия обладают эффективностью максимальной разделения.

Ключевые слова: вещество, деэмульгаторы, нефть, изучение, разделение.

Mine, Petrol, şi Gaze, vol. 39, nr. 11, 1988

C.Z. 622.323: 550.43

Пыркэлэбеску, И. Д., Бребяну, Г., Нистор, И. *О химико-структурпом составе нефтей из структуры Мэгуреле — Мэлэешть и некоторые соображения о генезисе*

На основе закономерности распада ядер и неоднородного катализа объяснены структурные разницы между двумя нефтями и представлены некоторые соображения о генезисе.

Ключевые слова: состав, структура, генезис, катализ, нефть.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 11, 1988

C.Z. 66.048.28

Добринеску, Д., Сомоги, В., Пэтрашку, К. *Установление оптимальных технологических размеров конденсаторов*

Авторы анализируют установление оптимальных технологических размеров конденсаторов для пар чистых веществ, устанавливают метод минимизации целевой функции, рестриктивно, и разрабатывают расчётную программу для решения задания на личной ЭВМ.

Ключевые слова: технологические размеры, конденсатор, метод, целевая функция, расчётная программа, ЭВМ.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 11, 1988

SOMMAIRE

C.Z. 550.4 (B)

Nedopaca, M. *Considérations géochimiques concernant la structure de profondeur du gisement Brusturi*

On présente la synthèse des données géochimiques et la géochimie de la structure de profondeur du gisement Brusturi, en vue de la détermination du contenu de celui-ci.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 11, 1988

C.Z. 622.235 : 622.323

Heljiu, N., Tat, S. *Les particularités des travaux de tir dans les mines de pétrole*

On présente les facteurs de péril impliqués dans l'exploitation de pétrole par des méthodes minières et les risques possibles dans les travaux de tir, de même que la technologie de tir appliquée dans le fonçage des travaux dans les mines de pétrole de Roumanie.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39 nr. 11, 1988

C.Z. 622.71.084.2

Dobrescu, L. *L'établissement par des calculs probabilistiques de quelques modèles pour la caractérisation des processus de préparation des minerais* (II)

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 11, 1988

C.Z. 622.874

Simion, S., Bitir, P., Kovács, L. *Complèxe de mesures techniques de réduction du bruit dans une station de compresseurs de mine*

En vue de la réalisation d'un niveau plus réduit de bruit dans une station de compresseurs de mine dans le cadre du Combinat minier Valea Jiului, on a conçu, réalisé, monté et experimenté des solutions techniques; atténuateur de bruit à filtre d'air; carcasse phono-absorbante; chambre de réduction du bruit; écrans phono-isolants; cabine phono-absorbante.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 11, 1988

C.Z. 622.013.3

Ionescu, N. M., Oprea, M. *Modèle mathématique de prognose pour les gisements de substance minérales utiles*

On analyse les théories de la décision et de la recherche, considerées comme parties constitutives de la statistique mathèmathique appliquée au problème de la prognose dans la géologie.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 11, 1988

C.Z. 66.063.61

Părăuşanu, V. et al. *Des nouveaux types de substances tensoactive pour la dèsémulsification de la huile*

En base des dates experimentales, on fait un ètude comparatif sur les possibilités de dèsémulsification de la huile roumaine prédécantée de type „Prinos", par l'utilisation de quelques désèmulsificateurs classiques et des condensés amino-nouilphenolphormaldéhidiques. On présente les domaines de concentration et la température pour lesquelles les produits de synthèse présentent une éfficience de séparation maximale.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 11, 1988

C.Z. 622.323: 550.43

Pârcălăbescu, I.D., Brebeanu, Gh., Nistor, I. *Sur la structure chimique-structurale des huiles de la structure Măgurele—Mălăieşti et quelques suppositions de genèse*

En base des loies de la dèsintégration nucléaire et de la catalyse hétérogène, on explique les différences structurales entre les deux types de huile et on formule quelques suppositions de genèse.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 11, 1988

C.Z. 66.048.28

Dobrinescu, D., Somoghi, V., Pătraşcu, C. *Le dimensionnement technologique optimisé des condensateurs*

Les auteurs analysent le dimensionnement technologique optimisé des condensateurs pour les vapeurs de substances pures, ils établissent la méthode de minimisation de la fonction-objectif avec des réstrictions, et élaborent un programme de calcul pour la résolution du problème sur un calculateur individuel.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 11, 1988

INHALT

C.Z. 550.4(B)

Nedopaca, M. *Geochemische Betrachtungen über die Tiefenstruktur der Lagerstätte Brusturi*

Vorgestellt wird eine Synthese der geochemischen Angaben und die Geochemie der Tiefenstruktur der Lagerstätte Brusturi, zwecks der Bestimmung ihres Gehaltes.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 11, 1988

C.Z. 622.235 : 622.323

Heljiu, N., Tat, S. *Die Eigenschaften der Sprengarbeiten in den Erdölgruben*

Vorgestellt werden die Gefahrfaktoren welche bei der Erdölgewinnung durch bergmännische Methoden eintreten und die Risikos bei den Sprengarbeiten sowie die Sprengtechnologie welche bei der Ausführung der Grubenbaue in den Erdölgruben in Rumänien angewendet werden.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 11, 1988

C.Z. 622.71.084.2

Dobrescu, L. *Feststellung, durch Wahrscheinlichkeitsrechnungen, von Modellen für die Charakterisierung der Erzaufbereitungsprozesse* (II)

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 39, nr. 11, 1988

C.Z. 622.874

Simion, S., Bitir, P., Kovacs, L. *Technisches Massnahmenkomplex für die Verminderung des Schallpegels in einer Grubenkompressorenstation*

Zwecks der Erreichung eines möglichst niedrigen Schallpegels in einer Kompressorenstation von einer Grube in Rahmen des bergbaulichen Kombinats „Valea Jiului" wurden als technische Lösungen: Schalldämpfer mit Luftfiltern, schallschluckende Gehäuse, Schallminderungskammern, schallschluckende Schirme, schallschluckende Kabinen entwickelt, ausgeführt, errichtet und geprüft.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 39, nr. 11, 1988

C.Z. 622.013.3.

Ionescu, N.M., Oprea, M. *Mathematisches Modell für die Vorsage von verwertbaren Mineralstoffen*

Überprüft werden die Theorien der Entscheidung und der Suche, als Bestandteile der mathematischen Statistik mit Anwendung an das Problem der Vorsage in Geologie.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 39, nr. 11, 1988

C.Z. 66.063.61

Părăușanu, V. et al. *Neue Typen von oberflächenaktive Stoffe für die Entemulgierung der Erdöls*

Auf Grund einiger experimentellen Angaben wird ein Vergleichsstudium über die Entemulgierungsmöglichkeiten des rumänischen vorgeschlämmten Erdöls der Type Moldova und des griechschen, der Type Prinos, durch die Anwendung von klassischen Entemulgierungsmitteln und der amino-nonil-fenoformaldehydischen Kondensate durchgeführt. Vorgestellt werden die Konzentrationsbereiche und die Temperatur für welche die Synthesenprodukte eine maximale Separationseffizienz aufweisen.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 39, nr. 11, 1988

C.Z. 622.323: 550.43

Pârcălăbescu, I.D., Brebeanu, Gh., Nistor, I. *Uber die chemisch-strukturale Zusammensetzung der Erdöle aus der Struktur Măgurele—Mălăiești und einige Genesisannahmen*

Auf der Grundlage der Gesetzmässigkeiten des Kernzerfalls und der heterogenen Katalyse werden die Strukturunterschiede zwischen den zwei Erdölen geklärt und einige Genesisannahmen geäussert.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 39, nr. 11, 1988

Revista MINE, PETROL și GAZE este editată de Oficiul de informare documentară pentru industria minieră, București, Calea Victoriei 220, sector I, cod 71104, C.P. 22 — 146, telefon 59.29.75.
Tiparul: Întreprinderea poligrafică „Informația" str. Brezoianu nr. 23—25, București, c. 2539
Prețul: 13 lei/exemplar
Grafica: A. Socaciu

Considerații geochimice privind structura de adîncime a zăcămîntului Brusturi

Tehn. geolog M. Nedopaca
Întreprinderea minieră Barza

Introducere

Zăcămîntul Brusturi, aflat în extremitatea sud-estică a Munților Bihor, este afiliat provinciei metalogenetice banatitice și cuprinde, în principal, mineralizații polimetalice filoniene alcătuite din blendă, galenă, calcopirită, în asociație cu carbonați, cuarț, clorit epidot.

Datele geologice obținute în urma lucrărilor de foraj, executate în adîncimea zăcămîntului (Nedopaca, M. 1985), au impus efectuarea unui studiu geochimic complex care să dezbată evoluția elementelor majore și minore în cadrul mineralizațiilor, cît și unele probleme legate de geochimia rocilor în care este cantonat zăcămîntul.

Sinteza datelor geochimice

Lucrările de explorare, efectuate pentru cercetarea mineralizației în adîncime și pe direcție, au fost însoțite de cercetări privind studiul aureolelor de dispersie primară (Buracu, 1978). Cercetările s-au axat pe probarea sistematică chimică și litogeochimică a tuturor lucrărilor miniere și de foraj și interpretarea statistică a datelor analitice. S-a constatat că, între asociația chimică a mineralizației și cea a aureolelor însoțitoare există concordanță perfectă pentru elementele : Pb, Zn, Cu, Ag, Co, Ni, Bi, Cr, Cd. Aureolele de dispersie primară depășesc de multe ori corpurile de minereu pe distanțe foarte mari.

Studiul geochimic efectuat pe minereuri și probe monominerale a mărit gradul de cunoaștere a zăcămîntului Brusturi.

Giușcă D., Berbeleac, I. ș. a. (1973) semnalează și discută prezența elementelor minore în principalele minerale metalifere din cadrul zăcămîntului Brusturi : galenă, blendă, calcopirită și pirită. Din analizele efectuate reiese o asociație geochimică banatitică, cu o mare complexitate în ceea ce privește conținuturile, frecvența și distribuția.

În studiul cu privire la caracterele geochimice ale piritelor asociate magmatismului laramic din zona central-sudică a Bihorului (Lazăr C. ș. a., 1979) se atenționează asupra faptului că pirita din asociația polimetalică epimezotermală este bogată în Co și Ni, de asemenea în Cu și Pb. Pirita din asociația pirometasomatică conține cantități maxime de In, Sn, Bi, Mo, Ti și Mn.

Într-un studiu mai recent (Mioara Cheșu, 1983) se tratează pe larg problema elementelor minore din minereurile neferoase din România. Aceste elemente sînt discutate în contextul principalelor provincii metalogenetice, cu precizarea că unele din datele care provin de la zăcămîntul Brusturi se referă la minereuri din partea superioară și mediană a acestuia.

Pentru zăcămîntul Brusturi este caracteristică cantitatea mare de cadmiu din blendă cu valori mediane de 10 200 ppm. Dintre celelalte elemente minore este notabilă prezența bismutului în galenă, care atinge valori de 75 — 3 000 ppm, Cr o medie de 2 272 ppm. Tot în galenă se concentrează majoritatea telurului (30 — 770 ppm cu o medie de 152 ppm). Cobaltul și nichelul sînt legate genetic în cea mai mare parte de pirită : cobalt = = 100 — 920 ppm, conținut mediu = 320 ppm ; nichel = 8 — 870 ppm, conținut mediu = 160 ppm ; este notabil conținutul mare de cobalt din blendă : 95 — 730 ppm cu o medie de 440 ppm.

Geochimia structurii de adîncime a zăcămîntului

În scopul descifrării aspectelor geochimice ale structurii de adîncime a zăcămîntului Brusturi au fost prelevate probe litogeochimice din principalele lucrări miniere transversale de la toate orizonturile și forajele subterane, care au fost analizate chimic și spectral.

Metodologia de probare a fost cea întrebuințată în litogeochimie : din roci au fost prelevate probe situate la echidistanța de 10 m și care să cuprindă toate tipurile litologice ; din mineralizații și zone de influență, probele au fost recoltate pe intervale scurte, pînă la 1 m, căutîndu-se ca ele să fie reprezentative pentru intervalul mineralizat.

Primul aspect important al mineralizațiilor situate sub ultimul nivel de cunoaștere — orizontul VIII Luncșoara — îl constituie apariția unor mineralizații hipotermal-pirometasomatice constituite din oxizi de fier : magnetit, hematit în gangă de epidot, granați, piroxeni și wollastonit. Skarnele mineralizate sînt cantonate în principal în zona I, în acoperișul ei persistînd mineralizații hipo-mezotermale. Acest fapt este legat de existența unei apofize ridicate a plutonului banatitic Băița Bihor — Brusturi, cu un flux termic crescut, în care descărcarea și răcirea fluidelor bogate în silice și fier au avut loc rapid, într-un mediu puternic oxidant.

Distribuţia elementelor majore în cadrul zonei I de mineralizare, cu un conţinut mai mare de 1% pentru Pb, Zn şi respectiv 0,3 % pentru Cu, denotă o secvenţă centrală net îmbogăţită cu caracteristici de „ore shott" şi cu dispunerea zonală a celor trei elemente majore:

— în partea superioară predomină parageneza Pb-Zn;

— partea centrală prezintă o zonalitate bilaterală cu asociaţia Zn—Pb—Cu—Pb—Zn;

— în partea inferioară există o tendinţă de înrădăcinare pentru Zn şi Cu în dauna Pb.

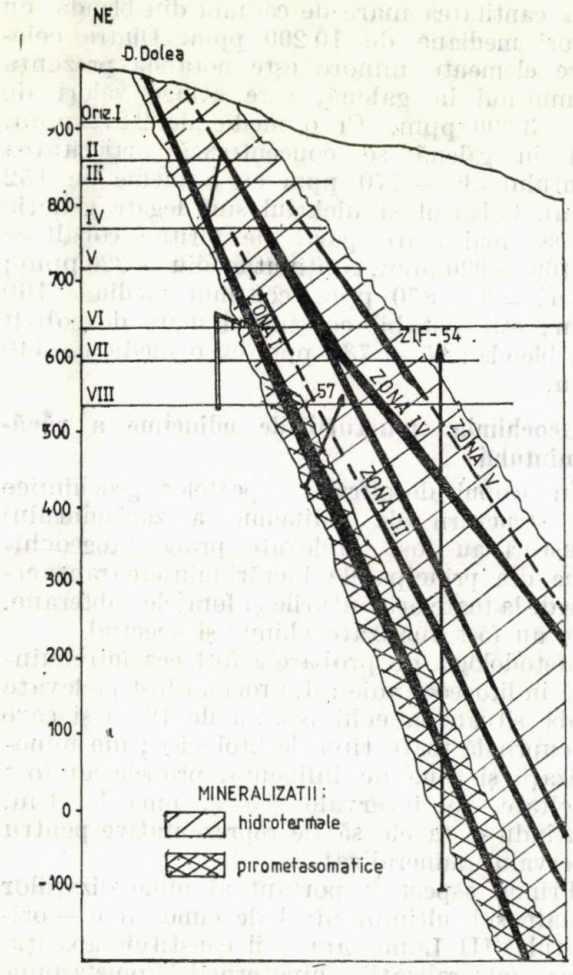


Fig. 1. Zăcămîntul Brusturi, profil prin sonda ZIF — 54.

Tot în această parte există o zonă de tranziţie, de la mineralizaţii sulfurice hipotermale cu zinc şi cupru spre cele cu oxizi de fier pirometasomatice.

Începînd de la orizontul — VIII Luncşoara, forajele GP 57 şi ZIF—54 au interceptat mineralizaţii cu magnetit şi hematit, avînd conţinuturi medii de 23% fier, 30% extras magnetic, cu grosimi de la 26 la 6 m, pînă la adîncimea de 450 m.

În acord cu Dan Giuşcă ş. a. (1976), zonalitatea mineralizaţiei din cadrul zonei I devine, astfel, pe verticală, de sus în jos, următoarea:

Pb—Zn	→	Zn—Pb—Cu	→	Zn—Cu	→
galenă blendă		blendă galenă calcopirită		blendă calcopirită	

→	Cu—Fe	→	Fe
	calcopirită magnetit		magnetit hematit

Un alt aspect geochimic important este prezenţa unor fracturi mineralizate cu conţinuturi economice în Pb, Zn, Cu, prinse în coloana forajului ZIF—54 la adîncimile de 134 160, 412, 466 şi 578 m, fracturi care posedă aceleaşi caracteristici geochimice şi alterări hidrotermal-metasomatice cu zonele mineralizate, cunoscute la nivelele superioare.

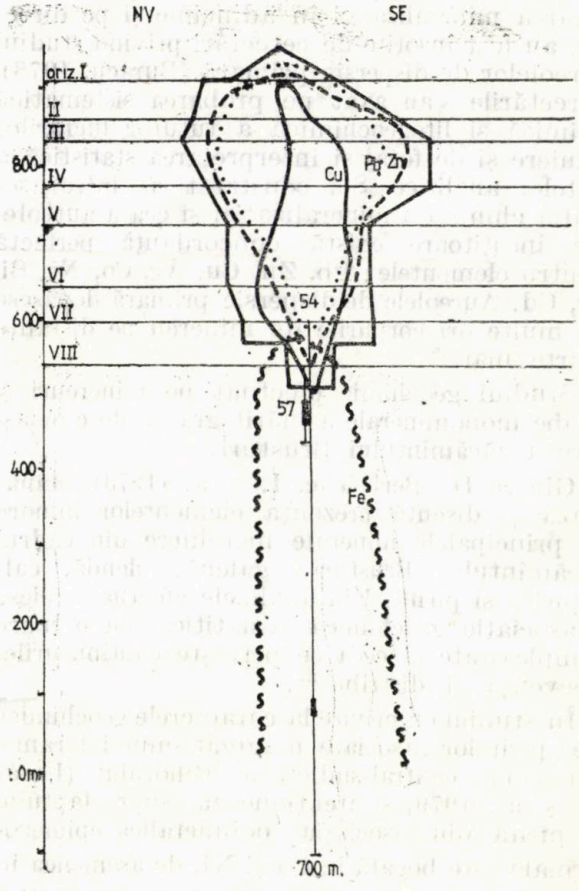


Fig. 2. Distribuţia elementelor majore în planul zonei I.

Analizele spectrale au arătat prezenţa următoarelor elemente minore mai importante în mineralizaţii: Co, Ni, Bi, Cd, Mo.

Pentru zonele mineralizate este caracteristică creşterea simultană a conţinuturilor în elemente majore şi minore. Această creştere se observă şi mai bine cînd se întrebuinţează indicele aditiv (Beuss, Grigorian, 1975) format prin însumarea conţinuturilor în elemente minore: Bi + Mo + Cd. În acest caz apexurile sînt uşor deplasate faţă de componentele singulare, pe această cale putîndu-se determina sensul de înclinare a corpurilor de minereu.

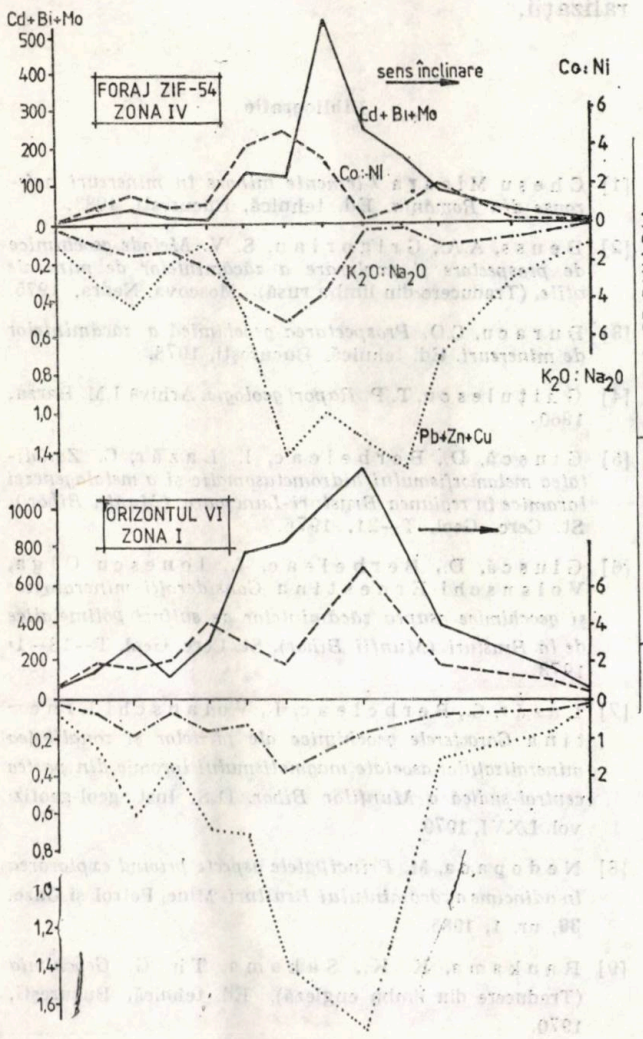


Fig. 3. Diagrama variaţiei indicilor geochimici pe zone mineralizate.

Un alt indicator al mineralizaţiilor hidrotermale îl poate constitui raportul Co:Ni. Valoarea raportului este supraunitară şi tinde spre valori mari, 3 — 5 sau mai mult, în cazul fracturilor mineralizate şi scade spre 1 sau devine subunitar pentru diverse tipuri de roci sterile.

Indicele de metasomatoză potasică ca raport al valorilor de $K_2O:Na_2O$, propus de T. P. Ghiţulescu în anul 1960, prezintă valori maxime în dreptul fracturilor mineralizate, cu particularitatea că apexurile sînt uşor deplasate spre acoperişul corpurilor de minereu, unde s-a efectuat o difuzie mai puternică a soluţiilor hidrotermale.

Ca exemplu al celor afirmate mai sus prezentăm două diagrame cu variaţiile respective pentru zona IV interceptată în forajul ZIF—54 la m 136 şi zona I orizontul VI (fig. 3).

Prin probare litogeochimică s-a reuşit, de asemenea, să se caracterizeze fiecare unitate litostratigrafică străbătută de forajul ZIF—54. S-au luat în considerare următoarele elemente: Co, Ni, Cr, V, Sn, ele caracterizînd cel mai bine din punct de vedere geochimic complexele litologice străbătute (fig. 4).

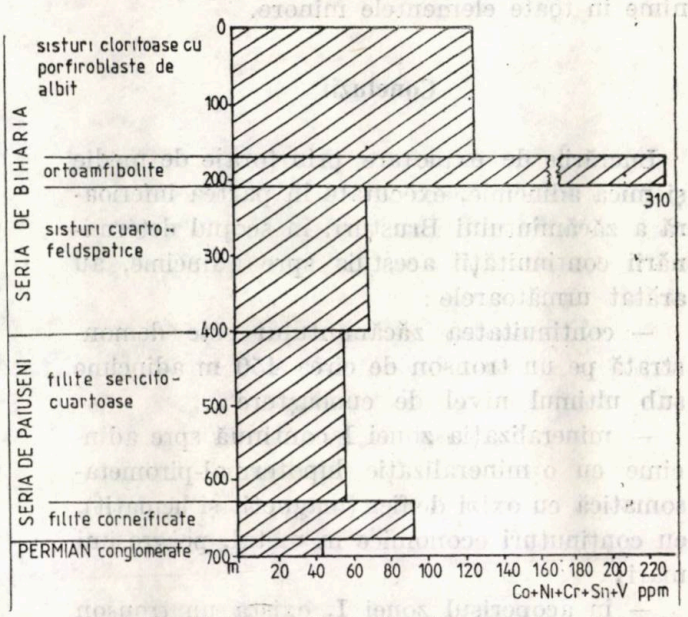


Fig. 4. Distribuţia conţinuturilor în elemente minore în coloana litostratigrafică a forajului ZIF — 54.

O primă observaţie se referă la creşterea sensibilă a conţinuturilor de Ni, Co, Cr, V de la seria de Biharia spre seria de Păiuşeni şi o uşoară scădere pentru Sn. În cadrul sedimentarului permian toate elementele minore prezintă conţinuturi minime.

Seria de Biharia, cu caracteristici de ofiolite cu intercalaţii terigene, este constituită, în principal, din şisturi cloritoase cu porfiroblaste de albit, ortoamfibolite şi şisturi cuarţo-feldspatice.

Şisturile cloritoase cu porfiroblaste de albit se caracterizează prin prezenţa unor conţinuturi modeste în Ni, Co. Valorile mediane în Cr (sub 40 ppm), Sn (6 ppm) şi în special V (60 ppm), exprimă legături genetice cu magnetitul şi rutilul din constituţia rocilor.

Pentru ortoamfibolite este bine evidenţiat conţinutul în Cr (150 ppm); conţinuturile în Co sînt mult mai mari.

Şisturile cuarţo-feldspatice din baza complexului inferior al seriei de Biharia sînt mult mai sărace în elemente minore, în acord cu Rankama (1970); aceasta se datorează, în principal, caracterului sedimentar terigen al acestor şisturi.

Seria de Păiuşeni, constituită din filite cuarţo-sericito-grafitoase are, de asemenea, conţinuturi modeste în elemente minore.

Corneenele formate pe baza acestor filite au conţinuturi sensibil mărite în V şi Ni.

Permianul sedimentar, format din conglomerate, se caracterizează prin conţinuturi minime în toate elementele minore.

Concluzii

Lucrările de explorare prin foraje de medie şi mică adîncime, executate în partea inferioară a zăcămîntului Brusturi, în scopul determinării continuităţii acestuia spre adîncime, au arătat următoarele:

— continuitatea zăcămîntului este demonstrată pe un tronson de circa 450 m adîncime sub ultimul nivel de cunoaştere;

— mineralizaţia zonei I continuă spre adîncime cu o mineralizaţie hipotermal-pirometasomatică cu oxizi de fier (magnetit şi hematit), cu conţinuturi economice în metal, pe grosimi mari;

— în acoperişul zonei I, există un tronson cu mineralizaţii mezo-hidrotermale, cu conţinuturi în elemente majore şi minore asemănătoare părţii mediane a zăcămîntului, unde este în curs exploatarea;

— analizele spectrale pot servi ca indicatori ai unor mineralizaţii de interes economic prin construirea unor diagrame de variaţie pentru Co : Ni, Bi + Cd + Mo, concomitent cu Pb + Zn + Cu şi $K_2O : Na_2O$;

— analizele spectrale pot fi, de asemenea, folosite la caracterizarea unor aspecte intime ale litostratigrafiei şisturilor cristaline, mergîndu-se pînă la delimitarea rocilor;

— explorarea cu foraje de medie şi mică adîncime, combinată cu probarea litogeochimică adecvată zăcămîntului, poate aduce date noi privind continuitatea acestuia, comportarea elementelor majore şi minore în minereuri şi roci, precum şi depistarea unor noi mineralizaţii.

Bibliografie

[1] Cheşu Mioara *Elemente minore în minereuri neferoase din România.* Ed. tehnică, Bucureşti, 1983.

[2] Beuss, A.A., Grigorian, S. V. *Metode geochimice de prospectare şi explorare a zăcămintelor de minerale utile.* (Traducere din limba rusă). Moscova, Nedra, 1975.

[3] Buracu, C.O. *Prospectarea geochimică a zăcămintelor de minereuri.* Ed. tehnică, Bucureşti, 1978.

[4] Ghiţulescu, T. P. *Raport geologic.* Arhiva I.M. Barza, 1960.

[5] Giuşcă, D., Berbeleac, I., Lazăr, C. *Zonalitatea metamorfismului hidrometasomatic şi a metalogenezei laramice în regiunea Brusturi-Luncşoara (Munţii Bihor).* St. Cerc. Geol. T—21, 1976.

[6] Giuşcă, D., Berbeleac, I., Ionescu Olga, Volanschi Ernestina *Consideraţii mineralogice şi geochimice asupra zăcămintelor de sulfuri polimetalice de la Brusturi (Munţii Bihor).* St. Cerc. Geol. T—18—1, 1973.

[7] Lazăr, C., Berbeleac, I., Volanschi Ernestina *Caracterele geochimice ale piritelor şi zonalitatea mineralizaţiilor asociate magmatismului laramic din partea central-sudică a Munţilor Bihor.* D.S. Inst. geol-geofiz. vol. LXVI, 1979

[8] Nedopaca, M. *Principalele aspecte privind explorarea în adîncime a zăcămîntului Brusturi.* Mine, Petrol şi Gaze, **36**, nr. 1, 1985.

[9] Rankama, K. K., Sahama, Th. G. *Geochimia* (Traducere din limba engleză). Ed. tehnică, Bucureşti, 1970.

Particularităţile lucrărilor de împuşcare în minele de petrol

Ing. N. Heljiu, ing. S. Tat
C.C.I.T.P.S.M. Petroşani

Creşterea factorului final de recuperare a ţiţeiului din zăcămintele exploatate prin metode clasice constituie o problemă de actualitate. Una dintre căile de sporire a acestui factor este trecerea la extracţia ţiţeiului prin metode miniere. Aceasta presupune executarea unui volum însemnat de lucrări miniere subterane în diverse condiţii geologico-miniere.

Pentru reducerea timpului de punere în exploatare a minelor de ţiţei, s-a impus creşterea vitezelor de săpare a lucrărilor miniere şi — ca urmare — a fost studiată posibilitatea aplicării tehnologiei de derocare prin împuşcare.

În acest sens, au fost analizaţi factorii de pericol implicaţi la exploatarea ţiţeiului prin minerit şi cerinţele de securitate impuse materialelor explozive, respectiv tehnologiei de împuşcare.

I. Factorii de pericol implicaţi la exploatarea ţiţeiului prin metode miniere şi riscurile posibile în lucrările de împuşcare

● Unul dintre factorii cu implicaţii mari asupra securităţii muncii la exploatarea ţiţeiului prin metode miniere îl constituie *regimul emanaţiilor de gaze în atmosfera subterană*. Spre deosebire de alte substanţe minerale utile, rocile purtătoare de ţiţei degajă în atmosfera subterană un amestec de hidrocarburi gazoase şi vapori de hidrocarburi lichide care are limita inferioară de explozivitate (LIE) inferioară metanului. Gradul ridicat de pericol al amestecului aer-vapori de hidrocarburi lichide mai este determinat şi de punctul de inflamabilitate scăzut. Pentru structurile petrolifere din România, unde a început activitatea minieră, au fost puşi în evidenţă, prin analiză cromatografică, un număr foarte mare de componenţi din clasa hidrocarburilor parafinice (metan—decan şi izomeri ai acestora).

● Un alt factor de pericol îl constituie *prezenţa ţiţeiului în lucrările miniere sub diferite forme* (impregnat în roci, pelicule şi picături, curgere liberă, stocat). Punctul de inflamabilitate al ţiţeiului din toate structurile unde se preconizează valorificarea prin metode miniere este inferior temperaturii din atmosfera subterană, astfel încît există posibilitatea degajării în mod continuu de vapori, care determină — alături de ţiţeiul lichid — pericolul de incendiu şi explozie.

● La utilizarea metodei de derocare prin împuşcare în minele de ţiţei există *riscul de aprindere*, prin detonarea sau deflagrarea explozivilor, *a amestecurilor de hidrocarburi gazoase şi/sau vapori de hidrocarburi lichide* care se pot forma în timpul împuşcării, respectiv a ţiţeiului acumulat în găurile de mină sau în apropierea frontului de împuşcat.

II. Cerinţe de securitate impuse materialelor explozive şi tehnologiei de împuşcare

Avînd în vedere factorii de pericol implicaţi şi riscurile posibile la efectuarea lucrărilor de împuşcare în minele de ţiţei, se impune ca materialele explozive şi tehnologiile de împuşcare să satisfacă anumite cerinţe de securitate.

a. Cu privire la materialele explozive :

— siguranţă la detonare faţă de amestecurile explozive posibile ;

— sensibilitate ridicată la transmiterea detonaţiei ;

— tendinţă la deflagrare redusă.

b. Cu privire la tehnologia de împuşcare :

— evitarea distrugerii stării de etanşeitate a încărcăturilor în timpul împuşcării ;

— reducerea riscului de deflagrare.

III. Analiza posibilităţilor de efectuare a lucrărilor de împuşcare în minele de ţiţei din România

În vederea stabilirii posibilităţilor de împuşcare la săparea lucrărilor miniere în minele de ţiţei, a fost necesară testarea comportării explozivilor de siguranţă la detonarea în medii inflamabile-explozive specifice acestor mine.

Pentru simularea situaţiilor de pericol potenţial au fost luate în considerare posibilităţile formării de medii inflamabile de gaze şi vapori de hidrocarburi lichide, respectiv de aerosoli de ţiţei lichid, în scopul stabilirii metodologiei de testare a explozivilor destinaţi utilizării în mine de ţiţei.

Întrucît măsurările efectuate în subteran au scos în evidenţă prezenţa omologilor superiori ai metanului (etan, propan, butan), s-a stabilit ca reprezentativă, pentru mediile inflamabile gazoase din minele de ţiţei, realizarea unei atmosfere aer-gaz petrolier lichefiat în butelii, constituit din 90% butan şi 10% propan, avînd limita inferioară de explozivitate (LIE) 1,54% şi concentraţia stochiometrică de 3,25%.

Pornind de la necesitatea efectuării lucrărilor de împuşcare şi în roci colectoare de ţiţei, unde există pericolul formării, în timpul detonării încărcăturilor explozive, a aerosolilor de ţiţei, s-a modelat această situaţie în poligon, urmărindu-se, cu ajutorul unui aparat de filmare cu

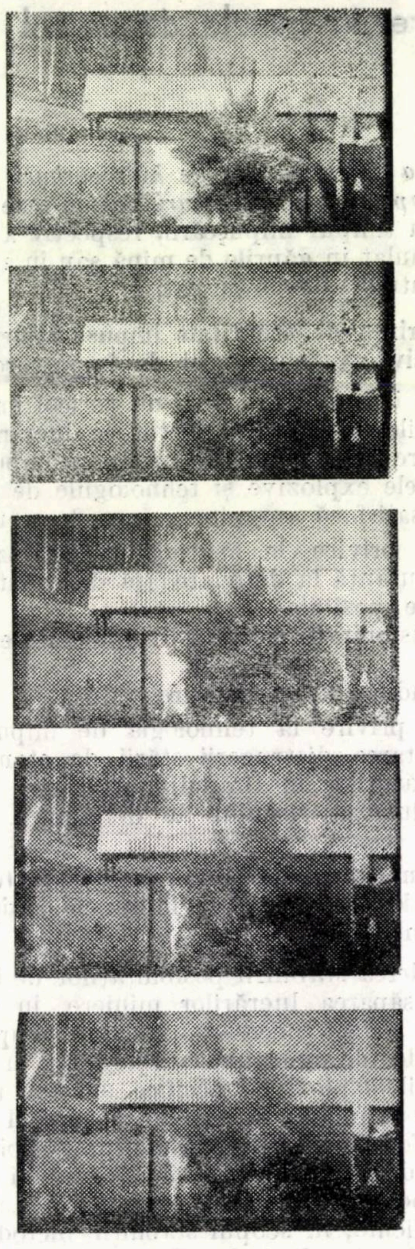


Fig. 1*a*.
Dispersia țițeiului.

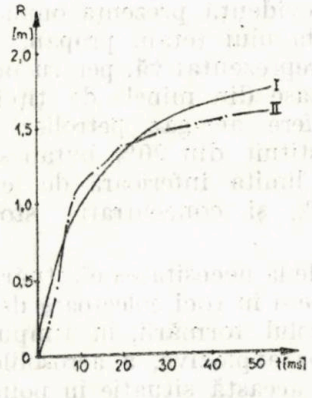


Fig. 1*b*. I — Curbă ajustată, $R = 0{,}129 \cdot t^{0{,}69}$;
II — curbă experimentală.

frecvență suprastandardizată, modul de dispersare a particulelor de țiței, timpul de formare și menținere în suspensie a acestora. Astfel s-a constatat că pentru formarea norului sînt necesare 46 ms, iar timpul de menținere este de 166 ms.

Pentru determinarea legii de variație a razei de dispersie s-a trasat graficul de variație a razei în funcție de timp, care apoi a fost ajustat cu metoda celor mai mici pătrate pentru o curbă de forma $y = K \cdot X^2$.

În figura 1 *a* este reprezentată o fotogramă care ilustrează modul de dispersie a 2,7 l țiței cu ajutorul a 25 g exploziv de siguranță, iar în figura 1*b* este reprezentată variația razei de dispersie a norului de țiței în funcție de timp, ecuația curbei de regresie avînd forma :

$$R = 0{,}129 \cdot t^{0{,}69}, \text{ m.}$$

Cantitatea de țiței lichid în aer s-a stabilit prin calcul stochiometric, rezultînd 0,1 l țiței/m³ aer. Această cantitate a fost corectată prin înmulțire cu un coeficient $K = 2$, ținînd seama de randamentul dispersiei țițeiului cu materialul exploziv și depunerile fracțiunilor mai mari și mai grele datorită forțelor gravitaționale.

Ca urmare a fost elaborată o metodologie de testare a explozivilor destinați utilizării în mine de țiței, care vizează :

- încercări în atmosferă aer-amestec de gaze explozive (90% butan + 10% propan) în concentrație de 3,25 ± 0,25% vol ;
- încercări în atmosferă aer-țiței pulverizat (0,2 l țiței/m³ aer).

În baza unui număr mare de încercări cu explozivi de siguranță și înaltă siguranță, fabricați în România, au fost stabilite următoarele încărcături maxime de siguranță față de mediile inflamabile și explozive menționate mai sus :

— exploziv de siguranță de tip clasic (AGP) — 400 grame ;

— exploziv de înaltă siguranță cu schimbători de ioni (DS) — 1 200 grame.

IV. Tehnologia de împușcare aplicată la săparea lucrărilor miniere în minele de țiței din România

Rezultatele obținute la încercările din poligon și analiza condițiilor specifice structurilor petrolifere au permis elaborarea tehnologiei de împușcare și a măsurilor de siguranță necesar a fi aplicate pentru a se asigura securitatea și eficiența lucrărilor de împușcare. Astfel, s-a propus zonarea lucrărilor miniere din minele de țiței, utilizîndu-se materiale explozive și încărcături maxime pe gaura de mină, diferențiate astfel :

— la lucrări executate în roci sterile, fără scurgeri de țiței — exploziv de siguranță tip AGP — maximum 400 g pe gaura de mină ;

— la lucrări executate în roci colectoare sau cu scurgeri de țiței — exploziv de înaltă siguranță tip IS — maximum 900 g pe gaura de mină.

Întrucît acești doi explozivi sînt de tip pulverulent, higroscopici, s-a prevăzut protejarea încărcăturilor prin introducerea lor în tuburi din polietilenă în toate situațiile cînd există riscul de acumulare a apei sau țițeiului în găurile de mină.

Pentru inițierea încărcăturilor explozive se folosesc capse electrice milisecundă, în construcție antigrizutoasă, cu cea mai mică probabilitate de aprindere a unei atmosfere aer. metan, 8—10% vol. (obligatoriu sub 4%).

Prin tehnologia de împușcare s-a limitat întîrzierea între două încărcături vecine capabile a se influența (35 ms), respectiv între prima și ultima încărcătură detonată la front (105 ms la împușcarea în roci sterile fără scurgeri de țiței; 75 ms la împușcarea în roci purtătoare de țiței).

Admiterea împușcării la un front de lucru este condiționată de concentrația de gaze și vapori de hidrocarburi lichide din atmosfera subterană, și anume :

— sub 20% din limita inferioară de explozivitate (LIE), în cazul rocilor sterile fără scurgeri de țiței;

— maximum 10% din limita inferioară de explozivitate (LIE), pentru rocile purtătoare de țiței.

Pentru a se evita inițierea unui incendiu sau a unei explozii de la eventualele scîntei electrice produse în timpul împușcării, s-au prevăzut următoarele :

— folosirea explozoarelor în construcție antigrizutoasă cu durata impulsului de maximum 4 ms;

— utilizarea cablului de împușcare cu înveliș din PVC rezistent la acțiunea țițeiului;

— izolarea tuturor legăturilor din circuitul de împușcare;

— verificarea, înainte de fiecare împușcare, a stării izolației cablului de împușcare și a reoforilor capselor.

De asemenea, întrucît există riscul ca în cazul rocilor tari să se producă scîntei mecanice în timpul împușcării, ca urmare a impactului acestora cu elementele metalice din lucrarea minieră (cadre de susținere, conducte, cale ferată), s-a prevăzut ca lucrările de împușcare să fie executate numai sub protecția unui dop de ceață realizat pe o distanță de minimum 10 m de la front, cu ajutorul unor pulverizatoare aer-apă.

Tehnologia de împușcare elaborată a fost experimentată în condițiile săpării unor lucrări miniere atît în formațiuni sterile, cît și colectoare de țiței din structura Solonț. Cu această ocazie au fost stabiliți și parametrii optimi ai schemelor de împușcare care să asigure atît securitatea, cît și eficiența lucrărilor de împușcare.

În plus, pentru limitarea și stingerea unei eventuale explozii sau a unor incendii produse la orice operație tehnologică, se preconizează montarea în minele de țiței a unor baraje automate. O asemenea instalație, formată dintr-o unitate detectoare de flacără (radiații infraroșii), amplasată la 10—15 m de frontul de lucru și o unitate de dispersie a agentului stingător (florex), situată în spatele detectorului de flacără la 10—15 m, se află în experimentare la mina de țiței Solonț.

Stabilirea prin calcule probabilistice a unor modele pentru caracterizarea proceselor de preparare a minereurilor (II)

Prof. dr. doc. L. Dobrescu

Posibilităţi de utilizare a modelelor probabilistice ale proceselor de preparare

Aşa cum rezultă din partea teoretică a studiului, modelele probabilistice ale proceselor de preparare se pot clasifica în trei clase distincte. În cele ce urmează vor fi prezentate cîteva exemple de aplicare a modelelor teoretice deduse.

Cîteva utilizări ale modelelor de tip I în flotaţie

Posibilităţile de utilizare în practică a modelelor de tip I vor fi limitate numai la flotaţie. Într-un studiu anterior [14], au fost prezentate şi unele utilizări particulare în cazul altor procese de preparare (clasare, concentrare magnetică şi gravitaţională), dar rezultatele nu au putut fi verificate în mod general.

Studiile făcute au arătat că în cazul flotaţiei modelele stabilite, reprezentate prin ecuaţiile (7) şi (27)—(30) dau rezultate foarte apropiate de cele obţinute experimental, diferenţele între calculele efectuate şi datele experimentale nedepăşind limitele a 0,5—2%, aşa cum reiese din tabelul 1, în care sînt prezentate o serie de date experimentale de flotaţie luate din literatura de specialitate [15] şi datele calculate.

Pentru calculul coeficienţilor care intră în modelul utilizat (relaţia 26) s-a folosit metoda diferenţelor finite. În acest scop se aleg patru rezultate obţinute într-o experienţă de flotaţie, luate la intervale de timp egale, $G(0)$, $G(t)$, $G(2t)$, $G(3t)$. Dacă se consideră $G(0) = 100$, greutatea granulelor rămase în celule după trecerea timpului t este $100-m(t)$, $m(t)$ fiind extracţia în substanţă utilă la timpul t (în %).

Sistemul de ecuaţii pentru determinarea coeficienţilor este :

$$\left.\begin{aligned} &\ln G(0) = C + D \qquad \ln G(2t) = C + 2Bt + Da^{2t} \\ &\ln G(t) = C + Bt + Da^{t} \qquad \ln G(3t) = C + 3Bt + Da^{3t} \end{aligned}\right\} \text{I}$$

$$\left.\begin{aligned} &\ln G(t) - \ln G(0) = Bt + D(a^t - 1) \\ &\ln G(2t) - \ln G(t) = Bt + Da^t(a^t - 1) \\ &\ln G(3t) - \ln G(2t) = Bt + Da^{2t}(a^t - 1) \end{aligned}\right\} \text{II} \qquad (32)$$

$$\left.\begin{aligned} &\ln G(2t) - 2\ln G(t) + \ln G(0) = D(a^t - 1)^2 = \Delta^2(0) \\ &\ln G(3t) - 2\ln G(2t) + \ln G(t) = Da^t(a^t - 1)^2 = \Delta^2(t) \end{aligned}\right\} \text{III}$$

$$\frac{\Delta^2(t)}{\Delta^2(0)} = a^t. \quad \text{IV}$$

Tabelul 1

Cantitatea de material rămas în celula de flotaţie după trecerea unui timp t, minute

Nr. înc.		0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	15	40
2	exp.	100	20,3	10,9	7	6	4,5	3,6	3	2,5	2,1	1,7	1,6	—	—	—	—
	calc.	100	21,3	10,4	7	5,4	4,7	3,7	3	—	2,1	1,8	1,5	—	—	—	—
4	exp.	100	38,6	22,8	17,5	14,9	13	11,9	11	10,5	10,0	9,5	9,2	8,9	8,5	8,2	—
	calc.	100	39,7	23,6	17,4	—	—	11,9	—	—	—	9,5	—	8,7	—	7,6	—
15	exp.	100	69,0	50,6	40,0	31,8	—	23,5	—	18,0	14,5	—	12,4	—	—	10,6	4,8
	calc.	100	69,5	51,3	39,9	32,7	—	23,5	—	—	—	14,7	—	12,1	—	9,3	1,2
14	exp.	100	79,4	65,7	56,8	50,2	—	40,4	—	35,6	33,3	31,0	—	29,4	—	26,4	15,0
	calc.	100	80,2	66,5	56,7	49,8	—	39,6	—	35,2	—	30,9	—	27,4	—	26,4	12,8
13	exp.	100	86,4	77,1	70,5	65,8	—	59,3	—	54,8	—	51,3	—	49,1	—	36,4	31,3
	calc.	100	86,4	76,8	70,4	65,7	—	59,4	—	54,9	—	51,6	—	48,8	—	45,0	24,0

Modelul: $C + Bt + Da^t$

Inc. 2 $2{,}332909 - 0{,}1768471\ t + 2{,}27226 \times (0{,}0631717)^t$
Inc. 4 $2{,}6998416 - 0{,}044943\ t + 1{,}9053286 \times (0{,}5382952)^t$
Inc. 15 $3{,}4138948 - 0{,}079859\ t + 1{,}1912754 \times (0{,}7559191)^t$
Inc. 14 $3{,}5000 - 0{,}0237\ t + 1{,}10516 \times (0{,}81486)t$
Inc. 13 $4{,}1815729 - 0{,}0253612\ t + 0{,}4235973 \times (0{,}7076719)^t$

Cunoscînd valoarea lui a^t, se determină, din sistemul III valoarea lui D, iar apoi — din sistemele II și I — valorile pentru B și C. Rezultate mai exacte se obțin dacă în loc de patru rezultate se iau în considerare patru grupe de rezultate.

Dintre posibilitățile de utilizare în practică a modelelor de tip I vor fi prezentate cele pentru :

— aprecierea selectivității de flotație ;

— determinarea efectului produs de diverse modificări ale condițiilor de flotație :

— controlul instalațiilor de flotație, cu ajutorul diagramelor probabilităților de flotație.

Aprecierea selectivității de flotație

Flotația unui anumit mineral fiind perfect caracterizată de probabilitatea de flotație, rezultă că, în cazul flotației a două minerale diferite X și Y, se poate aprecia selectivitatea prin raportul :

$$S = \frac{q_X}{q_Y}, \tag{33}$$

în care q_X și q_Y sînt probabilitățile de flotație a celor două minerale (pe tot intervalul de flotație sau pe un anumit interval, dacă se cere).

Este mai comod, din punctul de vedere al aplicării modelelor deduse, ca selectivitatea să se aprecieze prin raportul cantităților de materiale rămase neflotate în mașinile de flotație :

$$S' = \frac{1 - q_X}{1 - q_Y}. \tag{34}$$

Valorile probabilităților de flotație se pot determina analitic, folosindu-se una din relațiile (27) —(30) sau grafic. În acest ultim caz, se pleacă de la relațiile :

$$\log \frac{G(t)}{G(0)} = \log(1 - m(t)) = K \log(1 - q(t)), \tag{35}$$

în care :

$m(t)$ este extracția de mineral util la timpul t ; K — numărul de celule în care se realizează flotația (dacă se folosesc mai multe celule așezate în serie) ; $q(t)$ — probabilitatea de flotație medie pentru toate celulele, care este egală cu extracția medie în fiecare celulă.

Relația se reprezintă în coordonate semilogaritmice, așa cum s-a arătat în cazul figurii 4.

Pentru exemplificarea metodei, să presupunem că un minereu este constituit din două minerale : unul care flotează ușor X și altul care flotează mai greu Y. Dacă flotația ambelor minerale începe din prima celulă și se termină în celula K, în diagramă se vor obține, dacă se consideră greutatea inițială a ambelor minerale egală cu 100, două drepte care trec prin originea axelor diagramei și au înclinări în funcție de probabilitățile de flotație (fig. 5).

Cu cît mineralul flotează mai ușor, cu atît înclinarea dreptelor $K(1-q)$ față de axa absciselor este mai mare.

Deoarece pentru diverse valori ale lui K raportul S' este constant, valoarea sa poate fi determinată dacă se citesc direct pe ordonată valorile rapoartelor $G(t)/G(0)$, corespunzătoare unui anumit K și apoi se face împărțirea lor.

Dacă probabilitățile de flotație a mineralelor variază în cursul flotației se va ține seama de aceasta la reprezentarea grafică. Să presupunem că flotația mineralului X începe în prima celulă și se continuă cu probabilitate constantă pînă în celula a cincea cînd încetează, iar flotația mineralului Y începe în celula a treia cu o probabilitate de flotație mai mică

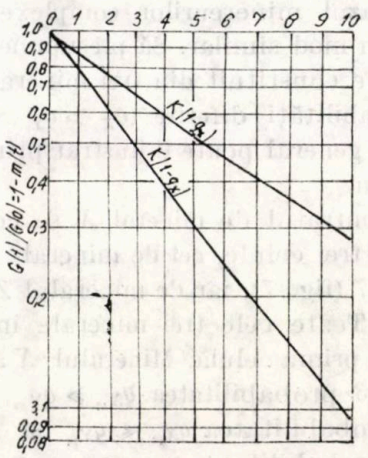


Fig. 5. Diagramă pentru determinarea selectivității de flotație în cazul a două minerale care flotează în același interval de timp.

decît a lui X ($q_Y < q_X$) și se continuă cu această probabilitate pînă în celula a zecea. Reprezentarea în acest caz va fi cea din figura 6. În celulele *1—3* selectivitatea de flotație este infinită, în timp ce în celulele *3—5* ea este dată de raportul S', care se determină trasînd prin punctul $K = 3$ de pe abscisă o paralelă la dreapta $K(1 - q_X)$ și apoi procedînd pentru perechea de drepte ce trec prin punctul

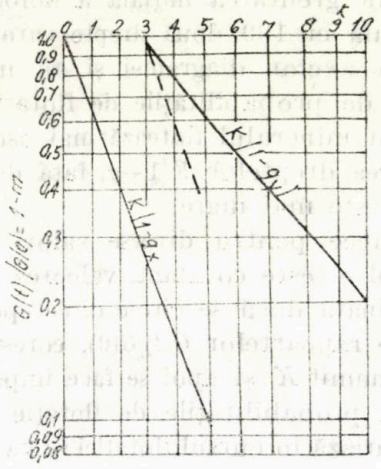


Fig. 6. Diagramă pentru determinarea selectivității de flotație în cazul a două minerale care încep să floteze la timpi (sau celule) diferiți.

K_3 așa cum s-a arătat mai sus. În celulele *5—10* selectivitatea poate fi considerată, de asemenea, infinită dacă se raportează la mineralul Y.

În cazul minereurilor complexe, se procedează în mod similar. Să presupunem că minereul este constituit din trei minerale X, Y, Z, cu flotabilități diferite ($q_X > q_Y > q_Z$). Cazul cel mai general poate fi ilustrat prin următorul exemplu.

Concentratul de mineral X se colectează în primele trei celule, cel de mineral Y în celulele *4—7* (fig. 7), iar de mineralul Z în celulele *8—10*. Toate cele trei minerale încep să floteze din prima celulă. Mineralul X are în celulele *1—3* probabilitatea $q_{X_{13}} \gg q_{Y_{13}}$, în celulele *4—7* probabilitatea $q_{X_{47}} \ll q_{Y_{13}}$ și în celulele *8—10* probabilitatea $q_{X_{810}} < q_{X_{47}} \ll q_{X_{13}}$.

Probabilitățile de flotație a celorlalte minerale sînt în cele trei grupe de celule respective:

$$q_{Y_{13}} \ll q_{Y_{47}} \gg q_{Y_{810}} \quad \text{și} \quad q_{Z_{13}} < q_{Z_{47}} \ll q_{Z_{810}}.$$

Selectivitatea se determină pentru fiecare mineral în parte, la fel ca în cazul precedent.

Determinarea efectului produs de modificarea condițiilor de flotație

Dacă se modifică diversele condiții de flotație, se va modifica valoarea probabilității in-

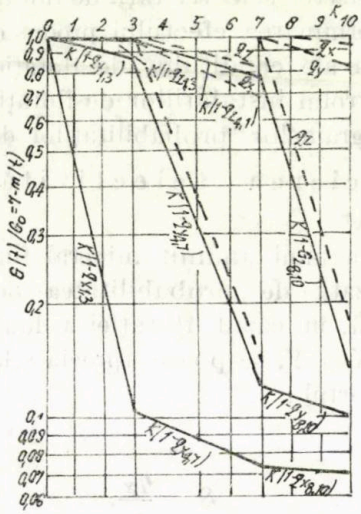


Fig. 7. Diagramă pentru determinarea selectivității de flotație în cazul unui minereu complex.

stantanee de flotație μ și, implicit, diagrama care caracterizează flotația. Pentru determinarea efectului produs de modificarea condițiilor de flotație, se stabilește întîi diagrama probabilității de flotație pentru fiecare dintre cazurile analizate și apoi se calculează indicii de selectivitate pentru fiecare dintre ele:

$$S'_1 = \frac{1 - q_{X_1}}{1 - q_{Y_1}}, \quad S'_2 = \frac{1 - q_{X_2}}{1 - q_{Y_2}}, \quad S'_3 = \frac{1 - q_{X_3}}{1 - q_{Y_3}}, \ldots \tag{36}$$

Prin comparația indicilor de selectivitate se pot stabili condițiile optime de flotație.

Folosirea diagramelor de probabilitate ale flotației în controlul instalațiilor

Diagramele probabilității de flotație pot fi folosite și pentru controlul instalațiilor. În acest

caz, se va ţine seama şi de conţinuturile de substanţă utilă ce se găsesc în minereu.

Dacă se consideră cazul unui minereu ce conţine două minerale utile X şi Y, care se găsesc în proporţii de $x = 20\%$ şi $y = 30\%$

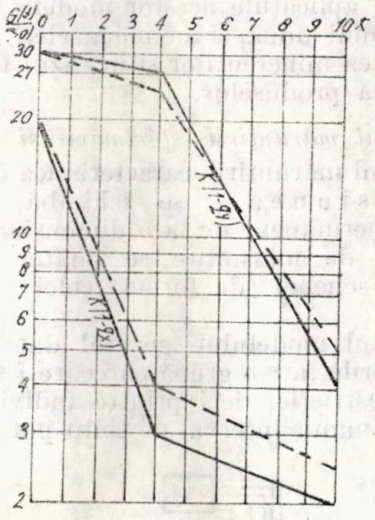


Fig. 8. Diagramă pentru exemplificarea modului de folosire a probabilităţii de flotaţie în controlul funcţionării instalaţiilor de flotaţie.

restul fiind steril, în diagramă se vor urmări probabilităţile de flotaţie a acestor două minerale (fig. 8), în funcţie şi de conţinutul lor procentual. În cazul prezentat, ambele minerale încep să floteze din prima celulă cu probabilităţi diferite. În primele 4 celule în care se colectează concentratul X, acest mineral floteză într-o proporţie de 85% (deci în tulbureală rămîne $20 \times 15 / 100 = 3\%$), iar mineralul Y într-o proporţie de 10% (deci în tulbureală rămîne $30 \times 90/100 = 27\%$). În celulele *5—10*, din mineralul X mai flotează 5% (deci în steril rămîne $20 \times 10/100 = 2\%$), iar din mineralul Y flotează 76,7% (rămîne în steril $30 \times \times 13{,}3/100 = 4\%$).

În cazul în care instalaţia va funcţiona defectuos, diagramele probabilităţilor de flotaţie vor indica acest lucru în mod concret. Pentru exemplificare, în figura 8 s-a reprezentat, prin linii punctate, cazul în care o cantitate mai mare de Y trece în concentratul X şi în steril şi o cantitate mai mare de X se pierde în concentratul Y şi în steril.

Utilizarea modelelor probabilistice de tip II în cazul flotaţiei

Determinarea efectului produs de funcţionarea neregulată a maşinilor de flotaţie sau de utilizarea unor maşini defecte

Probabilitatea de flotaţie a unui mineral depinde de natura suprafeţei (tensiunea superficială a mineralului şi a soluţiei apoase, numărul şi mărimea granulelor etc.), precum şi de modul cum se produce agitarea şi aeraţia, respectiv de modul cum funcţionează maşina. Se poate admite deci că probabilitatea totală relativă de flotaţie a unui mineral X este suma a doi factori independenţi : probabilitatea de evacuare a granulelor datorită flotabilităţii naturale şi cîştigate şi probabilitatea ca granulele să fie eliminate mecanic. Cele două probabilităţi de evacuare a granulelor din maşina de flotaţie, care constituie, în totalitate, probabilitatea de flotaţie, sînt independente între ele şi se produc simultan. De aceea se poate presupune că probabilitatea totală relativă de flotaţie a unui mineral X (q_X) este egală cu suma a doi factori independenţi :

$$q_X = q_M + q_\alpha, \tag{37}$$

în care q_M este probabilitatea relativă de evacuare mecanică a granulelor atunci cînd se ia în considerare atît acţiunea maşinii, cît şi flotabilitatea mineralului, iar q_α probabilitatea relativă de evacuare prin flotaţie normală, cînd se iau aceleaşi două acţiuni simultan. Conform modelului prezentat anterior, flotabilitatea relativă a mineralului X este dată de relaţia :

$$q_X = q_M + q_\alpha = q'_M + q'_\alpha - q'_M q'_\alpha, \tag{38}$$

în care q'_M este probabilitatea de evacuare mecanică, determinată exclusiv de acţiunea maşinii, iar q'_α este probabilitatea de evacuare datorită exclusiv flotabilităţii granulelor.

Probabilitatea q'_α se poate determina cu relaţia (9) pe baza datelor obţinute într-o celulă standard (de exemplu într-o celulă Halymond).

Probabilitatea absolută mecanică q'_M se determină cu relaţia (20):

$$q'_M = 1 - G_B/G_0 = 1 - \ln[G(1)/G_0]^{E/[G_0 - G(1)]}, \tag{39}$$

considerînd că :

G_B este cantitatea de granule care rămîn în aparat cînd celulele funcţionează un timp t, cunoscut, cu tulbureală fără adaos de reactivi; E — cantitatea de granule eliminate de paletele maşinii în aceleaşi condiţii ; $G(1)$ — cantitatea totală de granule care rămîn în aparat după 1 min de la începerea flotaţiei ; G_0 — cantitatea totală de granule alimentate în celulă.

Probabilitatea relativă de evacuare mecanică a granulelor q_M și cea de evacuare datorită flotabilității q_α vor fi, conform relației (21):

$$q_\alpha = (1 - \lambda_1 q'_M) q' \quad \text{și} \quad q_M = (1 - \lambda_2 q'_\alpha) q'_M, \tag{40}$$

în care λ_1 și λ_2 sînt constante de proporționalitate, cu valori cuprinse între 0 și 1. Pentru condiții medii $\lambda_1 = \lambda_2 = \frac{1}{2}$.

Cînd o mașină de flotație funcționează defectuos sau se folosesc mașini diferite, se vor obține valori diferite pentru q_X, deoarece factorul $q_M =$ este diferit:

$$q_{X_1} = q_{M_1} + q_\alpha \text{ sau } q_{M_1} = q_{X_1} - q_\alpha; \tag{41}$$

$$q_{X_2} = q_{M_2} + q_\alpha \text{ sau } q_{M_2} = q_{X_2} - q_\alpha. \tag{42}$$

Modul de funcționare a diverselor mașini de flotație se poate determina printr-un factor de probabilitate mecanică P:

$$P = \frac{q_{M_1}}{q_{M_2}} = \frac{q_{X_1} - q_\alpha}{q_{X_2} - q_\alpha} = \frac{\left(1 - \frac{1}{2} q'_\alpha\right) q'_{M_1}}{\left(1 - \frac{1}{2} q'_\alpha\right) q'_{M_2}} =$$

$$= \frac{q'_{M_1}}{q'_{M_2}} = \frac{G_0 - G_{B_1}}{G_0 - G_{B_2}}. \tag{43}$$

Cu cît P este mai mic, cu atît condiția de funcționare 1 este mai defavorabilă față de a doua și viceversa.

Dacă se cunoaște comportarea unui minereu X în laborator și în uzină, se pot scrie următoarele relații între probabilitățile lor de flotație:

laborator	uzină
$q_{X_1} = q_{M_1} + q_{\alpha_x}$	$q_{X_u} = q_{M_u} + q_{\alpha_x}$. (44)

Se poate determina comportarea în uzină a unui alt minereu Y dacă se va efectua o încercare de laborator care dă rezultatele indicate de relația:

$$q_{Y_1} = q_{M_1} + q_{\alpha_y}. \tag{45}$$

Din relațiile (44) rezultă:

$$q_{M_u} = q_{M_1} \frac{q_{X_u} - q_{\alpha_x}}{q_{X_1} - q_{\alpha_x}}. \tag{46}$$

Dacă se ține seama că $q_{Y_u} = q_{M_u} + q_{\alpha_Y}$, înseamnă că:

$$q_{Y_u} = q_{M_1} \frac{q_{X_u} - q_{\alpha_x}}{q_{X_1} - q_{\alpha_x}} + q_{\alpha_Y}. \tag{47}$$

Valorile probabilităților q_{X_u}, q_{X_1}, q_{M_1} q_{α_x} și q_{α_Y} se determină așa cum s-a indicat în paragraful anterior.

Utilizarea modelelor probabilistice ale proceselor în care materialul își schimbă caracteristicile de bază în timpul operației

Dintre aplicațiile acestor modele vor fi descrise numai două, și anume acelea folosite în mărunțirea minereurilor și în cazul flotației cu retratarea produselor.

Modelul mărunțirii (sfărîmării și măcinării)

În cazul mărunțirii, caracteristica de bază — dimensiunea — se schimbă, granulele trecînd permanent de la o dimensiune la alta. Procesul de mărunțire se poate reprezenta printr-o schemă de forma celei indicate în figura 9.

În cazul modelului general dat de relația (5), intrările într-o grupă oarecare i se fac fără nici o restricție, deci printre indivizii intrați într-un anumit interval de timp pot fi și aceia

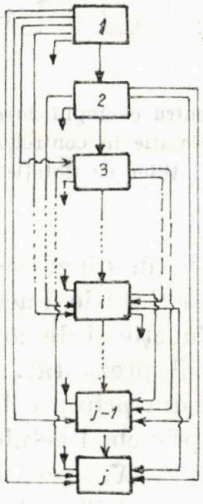


Fig. 9. Circuitele pe care le pot parcurge granulele care se macină.

care au fost eliminați din această grupă și au trecut prin alte grupe. În cazul mărunțirii, unde modificările sînt ireversibile, o granulă ieșită dintr-o grupă nu se mai poate întoarce în ea. Deși în realitate granulele de dimensiunea i ajung în clasa granulelor de dimensiunea j atît direct, cît și prin trecerea unei părți din ele și prin alte clase intermediare între i și j, se poate admite — fără a se comite o eroare mare — că materialul de dimensiunea j provenit din clasa i ajunge numai pe cale directă, așa cum se reprezintă în figura 9. Dacă se ține seama de restricțiile privitoare la circulația granulelor și se admite că intensitatea de mărunțire (probabilitatea instantanee), μ_y este constantă în timp, relațiile care dau cantitățile

de granule care se găsesc în fiecare clasă după un timp de măruntire t sînt :

$$G_1(t) = G_1(0)e^{-Ft} = G_1(0\ a_1;$$

$$G_2(t) = G_1(0)(e^{-F_2t} - e^{-F_1t})[\mu_{12}/(F_1 - F_2)] +$$

$$+ G_2(0)e^{-F_2t} = G_1(0)b_1 + G_2(0)b_2;$$

$$G_3(t) = G_1(0)(e^{-F_3t} - e^{-F_1t})[\mu_{13}/(F_1 - F_3)] +$$

$$+ G_2(0)(e^{-F_3t} - e^{-F_2t})\cdot[\mu_{23}/(F_2 - F_3)] + G_3(0)e^{-F_3t} =$$

$$= G_1(0)c_1 + G_2(0)c_2 + G_3(0)c_3$$

. . . . . .

$$G_j(t) = \sum_{i=1}^{j-1} G_i(0)(e^{-F_jt} - e^{-F_it})[\mu_{ij}/(F_i - F_j)] +$$

$$+ G_j(0)e^{-F_jt} = \sum_{i=1}^{j-1} G_i(0)j_i + G_j(0)j_j.$$

$$j \neq i;\ j = 1, 2, \ldots, n.$$

Sistemul de ecuaţii de mai sus se poate scrie în formă matriceală

$$\underline{G}(t) = \begin{vmatrix} G_1(t) \\ G_2(t) \\ G_3(t) \\ \cdots\cdots \\ G_j(t) \end{vmatrix} = \left\{ \begin{vmatrix} a_1 & & & \\ & b_2 & & \\ & & c_3 & \\ & & \cdots\cdots & \\ & & & j_j \end{vmatrix} + \right.$$

$$\left. + \begin{vmatrix} 0 & & & & \\ b_1 & o & & & \\ c_1 & c_2 & 0 & & \\ \cdots\cdots & \cdots\cdots & \cdots\cdots & \cdots\cdots & \\ j_1 & j_2 & j_3 \cdots & j_{j-1} & 0 \end{vmatrix} \right\} \cdot \begin{vmatrix} G_1(0) \\ G_2(0) \\ G_3(0) \\ \cdots\cdots \\ G_j(0) \end{vmatrix} \qquad (48)$$

sau $|\underline{G}|(t) = \{|\underline{s}(t)| + |\underline{B}(t)|\}|\underline{G}(0)|$.

Valorile parametrilor F_i şi μ_{ij} sînt date de relaţiile :

$$F_1 = t^{-1}\ln G_1(0)/G_1(t), \quad F_2 = t^{-1}\ln G_2(0)/G_2(t), \ldots$$

$$\ldots, \quad F_j = t^{-1}\ln G_j(0)/G_j(t) \qquad (49)$$

sau :

$$F_1 = t^{-1}\ln[G_1(0)D_{max}^{b_1}/D_{max}^{b_1} - D_1^{b_1})];$$

$$F_2 = t^{-1}\ln[(G_2(0)D_1^{b_2}/(D_1^{b_2} - D_2^{b_2}]; \ldots;$$

$$F_j = t^{-1}\ln[G_j(0)D_{j-1}^{b}/(D_{j-1}^{b} - D_j^{b})]$$

$$\mu_{12} = F_1/(1 + F_2); \quad \mu_{23} = F_2/(1 + F_3); \ldots;$$

$$\mu_{i(i+1)} = F_i/(1 + F_{i+1}), \qquad (50)$$

unde :

D_{max} — diametrul maxim al materialului;
D_i — diametrele diverselor clase i;
b — coeficientul din ecuaţia lui Gaudin pentru produsul rezultat din măcinarea clasei $D_4 - D_1$ timp de t minute.

În seriile de încercări efectuate cu diferite materiale, rezultatele experimentale au arătat o diferenţă de numai 2—4% faţă de datele determinate cu ajutorul acestui model.

Modelele flotaţiei cu recircuitare

Pentru exemplificarea utilizării modelului, se prezintă cazul unui circuit de flotaţie de tipul celui indicat în schema din figura 10.

Pentru aplicarea modelului se admite că în fiecare celulă, granulele au o intensitate de flotaţie anumită (probabilitate instantanee) μ_{ij}, care rămîne constantă în timpul flotaţiei. Pentru stabilirea cantităţii de mineral util care se

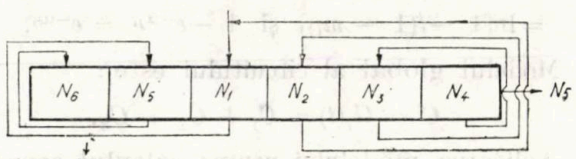


Fig. 10. Circuit de flotaţie cu recircuitare.

găseşte într-o anumită celulă i, la timpul $t(G_i(t))$ sau în concentratul final, este necesar să se cunoască exact circuitul de flotaţie şi valorile intensităţilor de flotaţie în fiecare celulă μ_{ij}, care se determină experimental.

Cînd sistemul este în stare staţionară, în diversele celule ($1, 2, 3, \ldots, i$ se găsesc în orice moment cantităţi fixe de granule ($G_1, G_2, G_3, \ldots, G_i$) care, pe măsură ce se evacuează, se înlocuiesc cu altele cu aceleaşi caracteristici de bază. Pentru aplicarea modelului dat de relaţia (5) se urmăreşte ipotetic situaţia granulelor care se găseau în diversele celule într-un moment dat, $t_0 = 0$ şi ce s-a întîmplat cu ele (cîte dintre ele au mai rămas în celule) după un timp oarecare t.

Dacă se admite un circuit de tipul aceluia indicat în figura 10, şi se iau în considerare cel mult cinci treceri succesive prin diversele celule, rezultă că modelul care dă cantitatea de granule ce trec în concentrat (în celula 7) se rezumă la calculul următoarelor trei circuite :

$$C_1 = 1 - 5 - 6 - 7 + 1 - 5 - 1 - 5 - 6 - 7;$$

$$C_2 = 2 - 1 - 5 - 6 - 7;$$

$$C_3 = 5 - 6 - 7 + 5 - 6 - 5 - 6 - 7.$$

Conform modelului general (5), cele trei circuite pot fi reprezentate prin următoarele relații :

$$C_1 = G_1(0)\{e^{-F_i(t-t_3)}[1 - e^{-\mu_{15}(t_1-0)}][1 - e^{-\mu_{56}(t_2-t_1)}]\cdot$$

$$\cdot[1 - e^{-\mu_{67}(t_3-t_2)}] + e^{-F_i(t-t_4)}[1 - e^{-\mu_{15}(t_1-0)}]\cdot$$

$$\cdot e^{-\mu_{56}(t_1-0)}[1 - e^{(-\mu_{15}(t_2-t_1)}]\cdot[1 - e^{-\mu_{56}(t_3-t_2)}]\cdot$$

$$\cdot[1 - e^{-\mu_{67}(t_4-t_3)}]\};$$

$$C_2 = G_2(0)\{e^{-F_i(t-t_4)}[1 - e^{-\mu_{21}(t_1-t)}][1 - e^{-\mu_{15}(t_2-t_1)}]\cdot$$

$$\cdot[1 - e^{-\mu_{56}(t_3-t_2)}][1 - e^{-\mu_{67}(t_4-t_3)}]\};$$

$$C_3 = G_5(0)\{e^{-F_i(t-t_3)}[1 - e^{-\mu_{56}(t_1-0)}][[1 - e^{-\mu_{67}(t_2-0)}] +$$

$$+ e^{-F_i(t-t_3)}[1 - e^{-\mu_{56}(t_1-0)}]e^{-\mu_{67}(t_1-0)}\cdot$$

$$\cdot[1 - e^{-\mu_{56}(t_2-t_1)}][1 - e^{-\mu_{67}(t_3-t_2)}]\},$$

în care :

$$F_i = \mu_{77} = 0, \text{ iar } \mu_{ij} = \ln e^{-\mu_{ij}} =$$

$$= \ln[1 - /(1 - m_i)] \text{ și } 1 - e^{-\mu_{ji}} = e^{-\mu_{ij}}.$$

Modelul global al circuitului este :

$$C = G_7(t) = C_1 + C_2 + C_3.$$

Aplicarea modelului pentru calculul concentratelor în cazul mai multor instalații în funcțiune au arătat o bună concordanță între datele calculate și cele obținute în practică.

Bibliografie

[1] Beloglazov, K. F. *Legitățile procesului de flotație* (traducere), 1952.

[2] Arbiter, N. *Flotation Rate and Flotation Efficiency.* Trans. Am. Ins. Min. Eng. **196**, 791, 1954.

[3] Kelsall, D. F. *Application of Probability in the Assesment of Flotation Systems.* Bull. Inst. Min. Metall. Trans. **70**, 650, 1951.

[4] Imaizumi, T., Inoue, T. *Kinetic Consideration of Froth Flotation.* Proc. VI-th, IMPC (Cannes), 1963.

[5] Huber-Panu, I., Enc-Danalache, E., Cojocaru, D. *Matematical Models of Batch and Continous Flotation.* A.M. Gaudin Memorial Volume. Ed. M.C. Fuerstenau, Soc. Min. Eng., N.Y., 1976.

[6] Dobrescu, L. *Modele matematice pentru caracterizarea proceselor tehnologice de preparare.* Studii și cercetări de calcul economic și cibernetic, **3**, 39—64, 1971.

[7] Lynch, A. J., Rao, T. C. *Modelling and Scale-up of Hydrocyclon Classifiers.* XI-th IMPC, Cagliari, 1975.

[8] Huyet, G. *Mathematical Model of Grinding of Ores.* XI-th IMPC, Cagliari, 1975.

[9] Davies, U. J. *The Development of Mathematical Model of the Lead Flotation Circuit at the Zinc Corp. Ltd. Australas.* Ins. Min. and Met. **212**, 61, 1965.

[10] Huber-Panu, I. *Contribuții la studiul cinetic al flotației.* Comunicările Academiei R.P.R., VI, 1, 119, 1956.

[11] Onicescu, O., Mihoc, G., Ionescu, G. T. *Calculul probabilităților și aplicații.* Ed. Academiei, R.P.R., 1956.

[12] Ionescu, H. *Studiul distribuțiilor statistice cu caracteristici variabile.* Bul. științific al Academiei R.P.R., Sec. Matematică și Fizică, III, 1, 1951.

[13] Taucer, R. *Sulla teoria dei gruppi.* Atti. del Cong. dei Mat. Bologna, 1928.

[14] Dobrescu, L. *Some Mathematical Models to Feature the Technological Processes for Mineral Dressing.* Economic Computation and Economic Cybernetics Studies and Research, 2, 1971.

[15] Kakovski, I. A. *Asupra problemei vitezei de flotație.* Bul. Analelor Româno-Sovietice. Seria Tehnică, **50—60**, 131—156, 1952.

Complex de măsuri tehnice pentru reducerea zgomotului la o stație de compresoare de mină

Ing. **S. Simion**, ing. **P. Bitir**, ing. **L. Kovacs**
C.C.I.T.P.S.M. Petroșani

Articolul cuprinde rezultatele aplicării soluțiilor de reducere a zgomotului din cadrul unei stații de compresoare de la o mină a Combinatului minier Valea Jiului. Stația respectivă este compusă din trei compresoare tip 3V —45, cu debitul de 45 m³/min și presiunea de 0,8 MPa și un turbocompresor tip CKD cu debitul de 16 500 m³/h și presiunea finală de 0,881 MPa.

Compresoarele tip 3V — 45 funcționează numai cînd turbocompresorul tip CKD este în reparație, revizie sau cînd se necesită un consum mai mare de energie pneumatică.

În urma determinărilor nivelului de zgomot în interiorul stației de compresoare au rezultat valori cuprinse între 99—101 dB(A), iar în exterior valori de pînă la 92 dB(A), față de 90 dB(A) cît reprezintă limita maximă admisă.

Pentru realizarea unui nivel continuu cît mai redus al zgomotului în stația de compresoare, s-au conceput, realizat, montat și experimentat următoarele soluții tehnice :

— atenuator de zgomot cu filtru de aer pentru gura de aspirație a compresoarelor tip 3V—45 ;

— carcasă fonoabsorbantă pentru turbocompresorul tip CKD ;

— cameră de reducere a zgomotului în subsolul turbocompresorului tip CKD ;

— ecrane fonoizolante pentru turbocompresorul tip CKD ;

— cabină fonoabsorbantă pentru mecanicii de compresoare.

Pentru reducerea nivelului de zgomot la gura de aspirație a compresoarelor tip 3V — 45 s-a montat atenuatorul de zgomot cu filtru de aer (fig. 1 și 2), obținîndu-se un nivel de zgomot de 78—79 dB(A).

Reducerea medie a nivelului de zgomot în condițiile experimentale a fost de 14 dB(A).

Nivelul de presiune acustică în întreaga gamă de frecvențe de o octavă s-a redus sub curba maximă admisă Cz 85 (fig. 3).

Prin montarea carcasei fonoabsorbante la turbocompresorul tip CKD (fig. 4 și 5), nivelul de zgomot s-a redus de la 98—99 dB (A) la 88 dB(A), deci sub limita maximă admisă de 90 dB (A).

Reducerea medie a nivelului de zgomot în condițiile experimentale a fost de 10—11 dB(A).

Nivelul de presiune acustică în întreaga gamă de frecvențe de o octavă s-a redus sub curba maximă admisă Cz 85 (fig. 6).

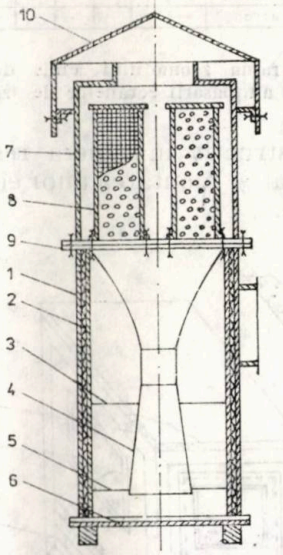


Fig. 1. Schema atenuatorului de zgomot cu filtru de aer: *1* — carcasa metalică exterioară a atenuatorului; *2* — înveliș concentric fonoabsorbant din cauciuc; *3* — inele de susținere a materialului fonoabsorbant; *4* — tub central; *5* — suporți pentru susținerea corpului central în interiorul carcasei; *6* — placă susținere atenuator; *7* — carcasa metalică exterioară a filtrului; *8* — filtru; *9* — placa de susținere a filtrului; *10* — paravînt.

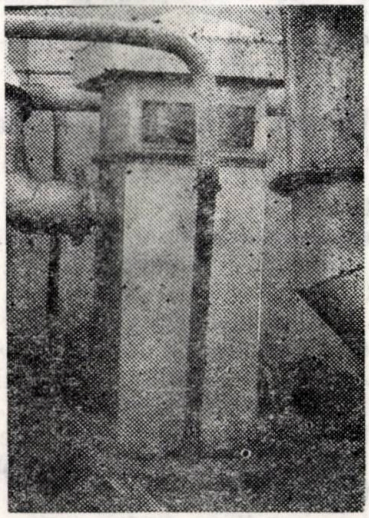
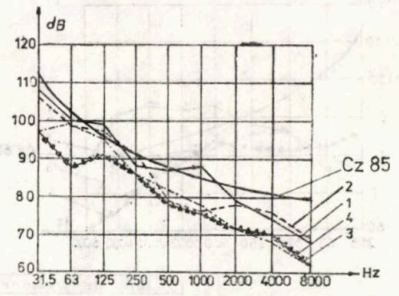


Fig. 2. Vedere de ansamblu a atenuatorului compresorului 3V — 45 nr. 1.



Nr. crt.	Locul de măsurare	dB (A)	Nivel de presiune acustică, dB — Frecvența, Hz								
			31,5	63	125	250	500	1000	2000	4000	8000
1	La gura de aspirare nr.1 (fără aten.)	2	–	–	3,1	–	–	3	–	–	–
2	La gura de aspirare nr.2, - " -	–	–	–	1,1	–	–	–	–	–	–
3	La gura de aspirare nr.1 (cu aten.)	–	–	–	–	–	–	–	–	–	–
4	La gura de aspirare nr.2, - " -	–	–	–	–	–	–	–	–	–	–

Fig. 3. Spectrograma zgomotului emis la gura de aspirație.

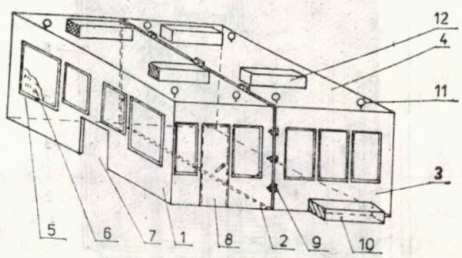


Fig. 4. Schema de principiu a carcasei fonoabsorbante: *1* — perete frontal stînga; *2* — perete lateral stînga (două buc.); *3* — perete lateral dreapta (două buc.); *4* — perete frontal dreapta; *5* — material fonoabsorbant; *6* — ferestre sticril; *7* — fantă lagăr; *8* — ușă (trei buc.); *9* — cleme îmbinare (nouă buc.); *10* — guri de ventilare inferioare (două buc.); *11* — inele de ridicare (opt buc.); *12* — guri de ventilare superioare (patru buc.).

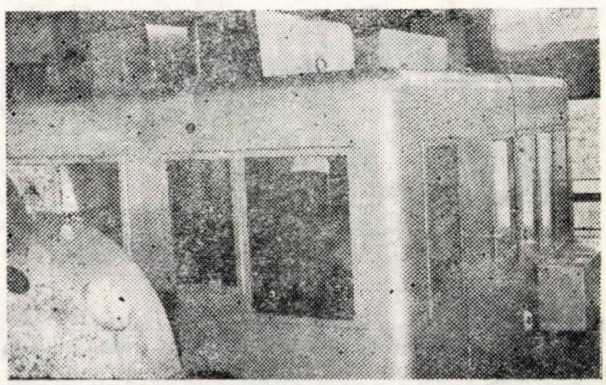
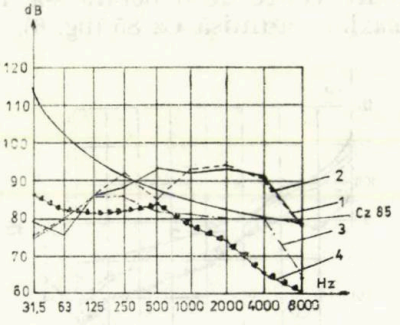


Fig. 5. Vedere de ansamblu a carcasei fonoabsorbante.

Prin montarea camerei de reducere a zgomotului din subsolul turbocompresorului (fig. 7), nivelul de zgomot a rămas peste limita maximă admisă din cauza transmiterii zgomotului pe conductele de refulare, care nu au putut fi



Nr. crt.	Locul de măsurare	dB (A)	Nivel de presiune acustică, Frecvența, Hz								
			31,5	63	125	250	500	1000	2000	4000	8000
1	Lateral stînga de turbocompres.	9	–	–	–	–	5,4	7	9,2	11	–
2	Lateral dreapta de turbocomp.	8	–	–	–	1	–	8	11,2	10	–
3	Lateral stînga de carcasă	–	–	–	–	–	–	–	–	–	–
4	Lîngă gura de aspirație	–	–	–	–	–	–	–	–	–	–

Fig 6. Spectrograma zgomotului emis de turbocompresoare

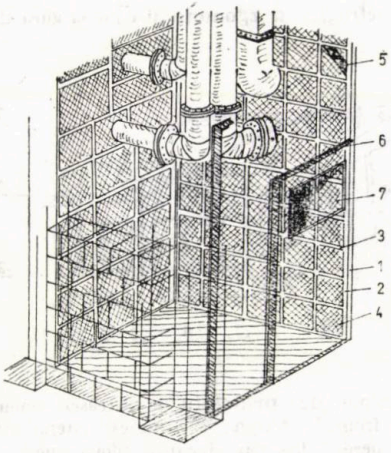


Fig. 7. Vedere interioară a camerei de reducere a zgomotului în subsolul turbocompresorului: *1* — schelet metalic din cornier 40×40×3; *2* — tablă plină; *3* — schelet interior din platbandă; *4* — plasă metalică cu ochiuri de 1 mm; *5* — vată minerală P—90; *6* — ușă metalică de acces interior; *7* — vizor din sticril.

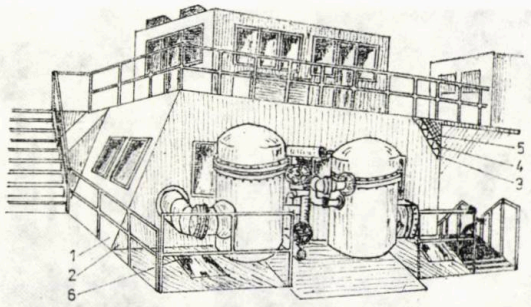
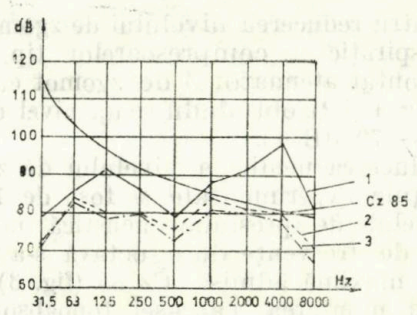


Fig. 8. Vedere de ansamblu a ecranelor fonoizolante: *1* — schelet metalic din cornier 40×40×3; *2* — tablă plină în exterior; *3* — vată minerală P—90; *4* — schelet din platbandă; *5* — plasă metalică cu ochiuri de 1 mm; *6* — vizoare din sticril.



Nr. crt.	Locul de măsurare	dB (A)	Nivel de presiune acustică, dB, Frecvența, Hz								
			31,5	63	125	250	500	1000	2000	4000	8000
1	Lateral de cond. de refîn stg.t.	11	–	–	–	–	–	3	9,2	13	2,5
2	Lateral de ecran la 1m dist.	–	–	–	–	–	–	–	–	–	–
3	La 1m distanță de ecran	–	–	–	–	–	–	–	–	–	–

Fig. 9 Spectrograma zgomotului emis de turbocompresor (locul amplasării ecranelor de zgomot).

incluse constructiv în camera respectivă, ceea ce a necesitat și montarea unor ecrane verticale fonoizolante.

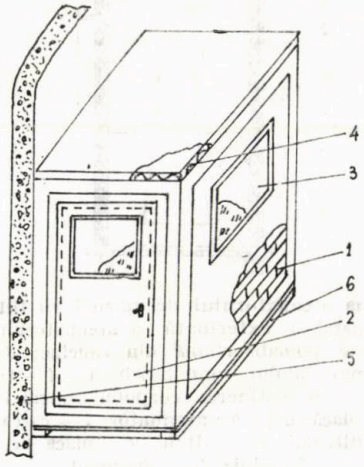


Fig. 10. Cabină fonoabsorbantă pentru mecanicii de compresor: *1* — zidărie din cărămidă; *2* — ușă cu geam; *3* — geam; *4* — material fonoabsorbant; *5* — zidul clădirii; *6* — schelet din fier U—200.

Prin montarea ecranelor fonoizolante lateral de conductele de refulare (fig. 8 și 9), nivelul de zgomot s-a redus de la 101 dB(A) la 88—90 dB(A).

Reducerea medie a nivelului de zgomot, în condițiile aplicării ecranelor fonoizolante, a fost de 11—13 dB(A), iar nivelul de presiune acustică a fost în întreaga gamă de frecvențe de o octavă sub valorile curbei Cz 85 (fig. 9).

După aplicarea soluțiilor de insonorizare a stației de compresoare s-a montat și cabina fonoabsorbantă pentru mecanicii de compresoare (fig. 10), obținîndu-se în interior un nivel de zgomot de 76 dB(A).

În urma montării pe turbocompresor a carcasei fonoabsorbante și a camerei de reducere

a zgomotului în subsolul acestuia, cît și a ecranelor fonoizolante, s-au urmărit temperaturile de funcționare ale turbocompresorului, atît înainte, cît și după aplicarea soluțiilor enumerate. Variațiile de temperatură s-au menținut în același interval de 2—3°C în ambele cazuri, fiind cu mult sub limitele admise de funcționare.

Ca urmare a aplicării ansamblului de măsuri pentru reducerea nivelului de zgomot în exteriorul stației de compresoare, acesta s-a diminuat de la 92 dB(A) la 77 dB(A).

În scopul îmbunătățirii condițiilor de muncă prin reducerea riscului de îmbolnăvire datorită noxei de zgomot, se propune extinderea soluțiilor de insonorizare prezentate și în alte situații similare.

Soluțiile sînt pretabile a fi aplicate fără modificări importante.

Centrul de cercetări, inginerie tehnologică și proiectări pentru securitate minieră Petroșani răspunde prompt solicitărilor beneficiarilor de soluționare a problemelor de prevenire și combatere tehnică a zgomotului.

Model matematic de prognoză pentru zăcăminte de substanțe minerale utile

Conf. dr. ing. **M. N. Ionescu**
conf. dr. mat. **M. Oprea**
Institutul de Petrol și Gaze Ploiești

I. Prognoza geologică — funcție de autoreglarea unui sistem ierarhizat

Activitatea de valorificare a zăcămintelor de substanțe minerale utile se desfășoară într-un sistem ierarhizat pe mai multe paliere și niveluri. În palierul cercetărilor pentru descoperirea zăcămintelor, nivelurile (etapele cercetărilor) se succed de la cercetările preliminare, la scară regională, la lucrările de explorare detaliată, la scară locală.

Ca orice sistem ierarhizat, acesta este un sistem cibernetic cu reglaj și autoreglaj, care poate fi modelat.

Fiecare etapă de cercetare are drept scop prognoza (selectarea perimetrului sau perimetrelor optime pentru lucrări cît mai detaliate din etapa următoare), iar scopul întregului sistem este inventarierea potențialului de materii prime minerale și energetice și introducerea lor în circuitul economic.

Prognoza este o problemă de decizie care se rezolvă pe baza multitudinii de informații obținute prin cercetări anterioare. Pe lîngă rolul ei de autoreglare în cadrul sistemului, ea se caracterizează prin aceea că reprezintă unul dintre cele mai complexe, dificile și importante momente ale cercetării, cu un număr considerabil de alternative posibile, din care trebuie să se selecteze alternativa cea mai apropiată de adevărul obiectiv, pe care o vom denumi alternativa optimă. Orice eroare în prognoză poate duce la pierderi materiale costisitoare și de timp sau la ratarea descoperirii unor zăcăminte (pierderi de rezerve).

Iată de ce, pe plan mondial, ca și în țara noastră, în prezent se îndreaptă multe eforturi în direcția perfecționării metodologiei de prognoză, adică tocmai a funcției sale de autoreglare.

II. Metode de prognoză

Metoda principală de estimare a perspectivei, folosită în prognoza „clasică", este metoda așa-zisă „tradițională", bazată pe principiul analogiilor directe, în cadrul căreia se compară caracteristicile geologice, geofizice și geochimice ale perimetrelor cercetate cu etaloanele cunoscute ale unor zăcăminte industriale sau ale unor zone fără perspectivă, luîndu-se decizii în funcție de rezultatele acestor comparații. De aici decurg și principalele limitări ale metodei :

— se bazează pe experiența și intuiția cercetătorilor, avînd un caracter mai mult sau mai puțin subiectiv și ținînd mai mult de artă decît de știință ;

—experiența cercetătorilor este, de regulă, limitată la un anumit teritoriu și la un anumit tip de zăcăminte ;

— criteriile de prognoză și numărul lor, luate în considerație, sînt la latitudinea cercetătorului, în general mic, și, în plus, prezintă riscul acordării unor semnificații mai ridicate sau generalizate ale unor criterii locale, de importanță minoră ;

— lipsa unor criterii cantitative independente de subiectivismul omului, pentru aprecierea gradului de certitudine al prognozei.

Pentru depășirea acestor limite, s-a recurs la metodele matematice și la folosirea calculatoarelor electronice, care permit instalarea principiului analogiilor directe, ce se păstrează, și în acest caz, pe o bază nouă, cantitativă.

În acest scop se recurge la un complex de metode bazate pe utilizarea metodelor statisticii, geostatisticii, controlului și deciziei statistice etc., dirijate și adoptate în cele două direcții ce formează principalele două etape ale prognozei geologice. În cadrul lor se întocmesc

scheme automatizate de luare a deciziilor optime, cu ajutorul diverselor modele matematice, cum ar fi modelul jocurilor statistice și analiza liniară discriminatorie, metoda de recunoaștere bazată pe balanța valorii informației indicatorilor, diverse modele euristice ș.a.

Folosirea metodelor cantitative pentru analiza informațiilor, luarea și controlul deciziilor la elaborarea concluziilor de prognoză prezintă, față de metoda „clasică", următoarele avantaje:

- inventarierea și luarea în considerație a unui material faptic nelimitat;
- perfecționarea elementelor științifice și logice ale procesului;
- limitarea dependenței de experiența și subiectivismul decidentului;
- posibilitatea alegerii unei soluții optime în condiții determinate;
- posibilitatea estimării erorilor deciziilor luate.

Toate aceste caracteristici, imposibil de atins în cadrul metodei „clasice", neformale, fac ca metodele cantitative, automatizate, să fie net superioare și să devină metodele predominante în viitor.

Totuși trebuie menționat că și aceste metode au unele limitări, cum ar fi : ignorarea teoriilor metalogenetice, a legităților dispunerii spațiale a zăcămintelor sau experienței cercetătorilor, fapt pentru care folosirea eficientă a posibilităților procedurale formale de prognoză este posibilă numai prin combinarea lor rațională cu teoria metalogenetică.

III. Conținutul și etapele prognozei

Ca subsistem al sistemului menționat, prognoza geologică cuprinde următoarele elemente esențiale.

1. Obiectul prognozei : zăcăminte de un anumit tip de substanțe minerale.

2. Scopul : obținerea de rezerve maxime prin pierderi minime (financiare, materiale, de timp și rezerve geologice).

3. Mijloacele : descrierile obiectelor etalon ce formează obiectul prognozei din perimetrele elementare ale teritoriului cercetat (zăcăminte, perimetre lipsite de perspectivă).

4. Condițiile externe sistemului : nivelul informațiilor asupra perimetrelor elementare, legăturile indirecte ce există între indicatorii de prognoză și obiectul prognozei etc.

5. Decidentul : persoana, un grup de persoane sau o organizație care ia decizia și pe care o vom numi, ținînd seamă de specificul sistemului, „Geologul".

6. Alternativele posibile de decizie.

7. Strategia folosirii mijloacelor în scopul luării deciziei optime.

8. Criteriile de apreciere a eficienței strategiilor.

În esență, prognoza geologică constă în rezolvarea a cel puțin trei probleme pentru un teritoriu dat, împărțit în perimetre elementare de formă și dimensiuni arbitrare, dar identice.

Problema I. Selectarea, din perimetrele elementare (obiecte) care alcătuiesc teritoriul dat, a perimetrelor apreciate ca avînd perspectivă economică, în vederea executării lucrărilor de cercetare mai detaliată (problema de prognoză calitativă teritorială).

Problema a II-a. Aprecierea volumului rezervelor dintr-un perimetru elementar (problema de prognoză cantitativă teritorială).

Problema a III-a. Normarea mulțimii perimetrelor elementare după importanța perspectivei, în vederea eșalonării în timp a lucrărilor de cercetare viitoare (problema clasificării obiectelor în vederea recomandării strategiilor de cercetare).

În lucrarea lor, A.N. Bugaeț și L. N. Dudenko [1] arată că, datorită cunoașterii insuficiente a multora dintre elementele esențiale ale prognozei, elaborarea modelelor de luare a deciziilor și a mijloacelor eficiente de apreciere a lor este extrem de dificilă și necesită formalizare, în sensul precizării și obiectivizării acestor probleme.

Prognoza cuprinde două etape.

1. Analiza metalogenetică care se ocupă cu analiza caracteristicilor statistice ale factorilor de control al localizării zăcămintelor, indicatorilor perspectivei etc., adică de acele caracteristici esențiale ale perimetrelor cu perspectivă.

2. Estimarea propriu-zisă a perspectivei diverselor perimetre potrivit criteriilor stabilite de luarea deciziei de prognoză.

Parcurgerea celei de-a doua etape este condiționată de realizarea primei etape, care furnizează principalele date informaționale.

IV. Punerea formală a problemei decizie prin metoda jocurilor statistice

În continuare ne vom ocupa de modelul rezolvării problemei I, din cele trei probleme enumerate, ca fiind problema cea mai reprezentativă de prognoză. Ea apare în teoria luării deciziilor optimale în condiții de incertitudine (nedeterminare).

Bazele teoriei generale a deciziilor statistice au fost puse de matematicianul american A. Wald în 1950 [2], iar ulterior ea s-a dezvoltat foarte mult și constituie în prezent una dintre ramurile cele mai importante ale teoriei generale a controlului.

1. *Jocuri strategice și jocuri statistice*

Vom trata în cele ce urmează problema abordată ca pe un joc statistic între doi adversari (jucători) „Natura" și „Geologul" (decidentul).

Se știe că la baza teoriei jocurilor strategice stă ipoteza intereselor diametral opuse ale celor

doi jucători. Fiecare jucător se străduie să aleagă strategia de așa manieră, încît să-i asigure profitul maximal, reducînd la minim profitul adversarului. Cu toate acestea, în multe situații practice se întîlnesc cazuri cînd unul dintre cei doi jucători este neutru (adică nu tinde a obține profitul maximal, nu caută să profite de erorile comise de adversarul său). Acest tip de joc se referă la jocurile în care unul dintre cei doi participanți la joc este reprezentat de „Natură", mulțimea tuturor împrejurărilor exterioare care determină luarea deciziilor. Natura o vom considera ca un adversar rezonabil, fără intenții răuvoitoare asupra Geologului. Ea evoluează conform cu legile sale și Geologul are posibilitatea de a folosi în profitul său aceste legi. Dacă cunoaște perfect legile naturii, el va putea extrage profitul maxim. Dar, în multe cazuri, Geologul nu cunoaște legile naturii sau le cunoaște insuficient. Prețul pe care el trebuie inevitabil să-l plătească, în strategia sa de luare a deciziei, fără a avea o informație completă asupra legilor Naturii, constă în posibilitatea de a lua decizii eronate. Pe de altă parte, Geologul poate studia adversarul său (Natura) făcînd experiențe. Teoretic, experiențele se pot face în mod nelimitat, completînd, pe cît se poate (și se vrea), cunoștințele sale asupra Naturii, dar două circumstanțe se opun :

a—experiențele necesită timp, iar în multe cazuri decizia trebuie să fie luată rapid;

b—experiențele implică cheltuieli și, de multe ori, costă mai mult decît avantajul creat de surplusul de cunoștințe pe care-l aduc.

Jocurile, în care unul dintre cei doi adversari este Natura, se numesc jocuri statistice, iar teoria lor se numește teoria deciziilor statistice.

2. *Structura jocurilor statistice*

Spațiul strategiilor Naturii

Prin strategia Naturii vom înțelege mulțimea completă a condițiilor exterioare prezente la luarea unei decizii. Această mulțime a condițiilor exterioare va fi numită stări ale Naturii și o vom nota cu Θ.

În general, există o mulțime oarecare a stărilor posibile ale Naturii $\Theta = \{\theta_1, r_2, \ldots, \theta_m\} =$ = spațiul stărilor Naturii. Elementele θ_i ale acestui spațiu sînt strategiile pure ale Naturii.

Dacă știm în prealabil strategia pură pe care Natura o va adopta în fiecare caz concret, vom lua decizia cu certitudine, avînd o cunoaștere perfectă a stării Naturii. De obicei, se cunoaște mulțimea strategiilor pure ale Naturii. În plus experiența trecută ne indică frecvența cu care Natura adoptă o strategie sau alta, adică se cunoaște distribuția apriori a probabilităților $\xi(\theta)$ pe spațiul stărilor Naturii Θ. Această distribuție apriori de probabilități $\xi(\theta)$ va fi numită strategie mixtă a Naturii.

Spațiul strategiilor Geologului

Problema pe care Geologul trebuie să o rezolve constă în luarea unei decizii oarecare sau în executarea unei acțiuni oarecare aparținînd la mulțimea deciziilor sau a acțiunilor. Fie $a_1, a_2, \ldots, a_n$ acțiunile posibile ale Geologului. Fiecare acțiune este o strategie pură a Geologului, iar mulțimea $A = \{a_1, a_2, \ldots, a_n\}$ se numește spațiul strategiilor pure ale Geologului.

Funcția de pierderi

Geologul trebuie să poată estima fiecare dintre acțiunile sale ; pentru aceasta se admite că efectuînd acțiunea a el poate risca pierderea $L(\theta, a)$ care este funcție de acțiunea a și de starea Naturii. Funcția $L(\theta, a)$ o vom numi funcție de pierderi și trebuie să fie definită înainte pentru toate combinațiile $a \in A$ și $\theta \in \Theta$ adică : $L : A \times \Theta \to \mathbb{R}$ Ea poate fi dată analitic sau cu ajutorul unei matrice de plăți de forma :

$$L = (l_{ij}) = \begin{pmatrix} l_{11} \ldots l_{1n} \\ \ldots\ldots\ldots \\ \ldots\ldots\ldots \\ l_{m1} \ldots l_{mn} \end{pmatrix}, \qquad (1)$$

unde :

$$l_{ij} = L(\theta_i, a_j).$$

Cunoașterea funcției de pierderi permite Geologului să ia măsurile cele mai indicate, ținînd seama de informația pe care o posedă asupra stării Naturii. De obicei, Geologul cunoaște strategia mixtă a Naturii (adică distribuția $\xi(\theta)$) și atunci pierderile medii suferite de Geolog în cazul unei acțiuni a sînt :

$$L(\xi, a) = M[L(\theta, a)] = \sum_{\theta \in \Theta} L(\theta, a)\ \xi(\theta). \qquad (2)$$

Alegerea strategiei

Acțiunea cea mai favorabilă pentru Geolog va fi acțiunea zisă Bayes, pentru care pierderile vor fi minimale, adică :

$$R^*(\xi) = L(\xi, a^*) = \min_{a \in A} L(\xi, a). \qquad (3)$$

Nu este obligatoriu ca Geologul să se mărginească la o singură strategie pură. El poate utiliza o îmbinare de strategii pure, conform cu o lege de distribuție de probabilități ; în acest caz va fi vorba de o strategie mixtă.

Pentru a utiliza o strategie mixtă, Geologului trebuie să i se dea distribuția de probabilități : $\eta(a) = (\eta_1, \ldots, \eta_n)$, care definesc probabilitățile cu care el trebuie să utilizeze strategiile pure $a_1, a_2, \ldots, a_n$.

În cazul general, Geologul dispune de o colecție de strategii mixte $H = (\eta_1(a), \ldots, \eta_v(a))$

numită spațiul strategiilor mixte ale Geologului.

Dacă Geologul adoptă strategia mixtă $\eta(a)$, în timp ce Natura folosește strategia mixtă $\xi(\theta)$, pierderile medii ale Geologului vor fi:

$$L(\xi, \eta) = M_{\theta, a}[L(\theta\ a)] = \sum_{\substack{\theta \in \Theta \\ a \in A}} L(\theta, a)\xi(\theta)\eta(a) \quad (4)$$

În acest caz strădania care se impune Geologului constă în alegerea strategiei $\eta^*(a) \in H$, astfel ca pierderile medii $L(\xi, \eta^*)$ să fie minimale, adică;

$$L(\xi, \eta^*) = \min_{\eta \in H} L(\xi, \eta). \quad (5)$$

V. Modelul general al rezolvării unei probleme de prognoză calitativă teritorială

Problema prognozei calitative teritoriale se reduce la verificarea unor ipoteze statistice și la problema deciziei statistice, pentru care trebuie cunoscute mulțimile: stărilor Naturii $\Theta = \{\theta_i\}$, deciziilor Geologului $A = \{a_i\}$, experiențelor apriori $X = \{x_i\}$, familia $P = \{p_i\}$ de distribuție a probabilităților pe mulțimea X și funcția de pierderi $L = \Theta \times A = \{\theta_i a_j\} = \{l_{ij}\}$.

Ea impune, prin urmare, rezolvarea următorului sistem:

$$<\theta, A, X, \{p_i\}, L>. \quad (6)$$

În acest sistem se cunosc: stările Naturii, care sînt în număr de două (perimetrul conține zăcămînt sau perimetrul nu conține zăcămînt), deciziile posibile ale Geologului (de asemenea două) și, în plus, trebuie cunoscute rezultatele experiențelor apriori care furnizează elementele familiei de distribuție $\{p_i\}$.

În acest scop se selectează o serie de perimetre elementare cunoscute ca avînd zăcăminte de tipul prognozat sau neavînd sigur zăcăminte și pe aceste perimetre se apreciază probabilitățile p_i ca un perimetru să conțină sau nu zăcăminte.

Pentru a lua o decizie cît mai apropiată de realitate, referitor la perimetrele de prognoză, Geologul trebuie să cunoască condițiile în care Natura alege una dintre cele două strategii ale sale, ca o informație suplimentară. În acest scop el va selecta o listă de evenimente incerte ce pot determina natura să aleagă o anumită strategie. Aceste evenimente sînt de fapt factorii de control ai localizării zăcămintelor (structurali, stratigrafici, litologici etc.) pe care îi denumim indicatori.

Lista inițială a indicatorilor trebuie să fie exhaustivă, dar, deși cuprinde o mulțime finită, elementele ei sînt numeroase.

De aceea din această listă trebuie selectați acei indicatori care conțin informația cea mai ridicată fie pentru existența, fie pentru absența zăcămintelor. Această problemă se poate rezolva pe baza entropiei informaționale Shannon, energiei informaționale Onicescu sau a informației Culbac.

După precizarea indicatorilor cu gradul cel mai înalt de informație, se testează diverse strategii de decizie, alegînd diverși algoritmi de clasificare. În cadrul acestor algoritmi se stabilește, de fapt, un prag t_k, pe baza căruia se pot separa, potrivit criteriilor informaționale, obiectele o_i în perimetre cu, sau lipsite de perspectivă. Pragul se stabilește cu ajutorul funcției de pierderi minime. În etapa următoare, Geologul testează diversele strategii cu ajutorul selecției de obiecte etalon X_2, ținută în rezervă, și stabilește strategia optimă, pentru care pierderile sînt cele mai mici (erorile cele mai mici).

Această strategie optimă este folosită, în continuare, pentru clasificarea perimetrelor elementare o_i pentru care are sarcină de prognoză.

În condițiile date ale problemei, funcția de pierderi L capătă forma:

$$L = \Theta \times A = \{\theta_1 a_1,\ \theta_1 a_2,\ \theta_2 a_1,\ \theta_2 a_2\} \quad (7)$$

care, punînd condiția $\theta_i a_j = l_{ij}$ și scriind-o sub formă matriceală, devine:

$$L = \begin{pmatrix} l_{11} & l_{12} \\ l_{21} & l_{22} \end{pmatrix}. \quad (8)$$

Dacă se face transformarea numerică $l_{ij} = 1$ atunci cînd $i \neq j$ și $l_{ij} = 0$, atunci cînd $i = j$, matricea (8) devine:

$$L = \begin{pmatrix} 0 & 1 \\ 1 & 0 \end{pmatrix} \quad (9)$$

și se numește funcție standard de pierdere. Ea prezintă avantajul rezolvării problemelor de găsire a pragurilor prin metoda cunoscută a analizei numerice liniare.

Concluzii

Rezolvarea problemei de prognoză calitativă teritorială (problema I) pentru un anumit tip de zăcămînt constă în clasificarea unei mulțimi de perimetre elementare (obiecte) în două clase: perimetre cu perspectivă și perimetre lipsite de perspectivă.

Ea se realizează în următoarele etape.

1. Se stabilește pe baza cercetărilor anterioare și a unei selecții aleatoare (eventual folo-

sind tabelul numerelor aleatoare) o mulțime de obiecte cunoscute apriori X, cu submulțimile X_1 (perimetre cu zăcăminte) și X_2 (perimetre lipsite de zăcăminte).

2. Din fiecare selecție întîmplătoare, creată, se scot cîte 10 obiecte care se lasă deoparte pentru verificarea fundamentală a strategiei optime.

3. Se întocmește o listă exhaustivă de factori ce pot determina deciziile Naturii (indicatori).

4. Se calculează informația indicatorilor și, pe baza ei, se normalizează lista indicatorilor în ordinea mărimii informației.

5. Din totalul indicatorilor se aleg cei cu informația cea mai ridicată și se aplică diverse strategii de decizie, testîndu-se diverse variante și algoritmi de calcul.

6. Pentru fiecare variantă se stabilește un prag critic t_k, care permite împărțirea obiectelor în două clase.

7. Se execută verificarea fundamentală, pe obiectele ținute în rezervă tocmai în acest scop, pentru a se stabili, pe baza condiției de minimalizare a funcției de pierderi, strategia optimă.

8. Se aplică strategia optimă la perimetrele elementare necunoscute din mulțimea 0 și se întocmește clasificarea lor în cele două clase, de perspectivă și lipsite de perspectivă.

Cu aceasta prognoza este încheiată.

Bibliografie

[1] Bugaeț, A. N., Dudenko, L. N. *Matematiceskie metodi pri prognozirovanii mestorojdenii poleznih iskopaemih.* Nedra, Leningrad, 1976.

[2] Wald, A. *Statistical Decision Functions.* Wiley, New York, 1950.

[3] James, O., Berger, *Statistical Decision Theory.* Spriger Verlag, New York, 1980.

[4] Raiffa, H., Schlaifer, E. *Prikladnaia teoria statisticeskih reșenii.* Moskva, 1977.

[5] Oprea, M. *Modelarea matematică a problemelor de căutare.* (În volumul „Lucrările primului simpozion național de inventică"), Iași, 1984.

[6] Maliță, M., Zidăroiu, C. *Incertitudine și decizie.* Vol. 1, Ed. științifică și enciclopedică, București, 1980.

Noi tipuri de substanțe tensioactive pentru dezemulsionarea țițeiului

Prof. dr. ing. **V. Părăușanu**
ing. **Petruța Sârbu**
dr. ing. **Ileana Ponoran**
dr. ing. **D. Xenos**

Una dintre problemele cele mai importante ale tratării țițeiului brut în vederea ameliorării calitative pentru prelucrarea primară o constituie îndepărtarea apei conținute sub formă de emulsie și a sărurilor dizolvate, operații ce se recunosc sub denumirile clasice de dezemulsionare și desalinizare a țițeiului.

Substanțele chimice folosite pentru realizarea acestor operații au compoziții și structuri chimice diferite, dar acțiunea lor dezemulsionantă și desalinizantă se bazează pe o însușire comună, și anume tensiunea superficială a acestor substanțe.

Considerente de eficiență tehnică și economică au determinat orientarea unui colectiv din Catedra de tehnologie din cadrul Academiei de Studii Economice să se preocupe de sinteza unor produse tensioactive din materiale indigene, susceptibile de a fi utilizate în scopul enunțat mai sus.

Tensidele sintetizate de noi, care sînt de tipul amino-fenoli, amino-dimetil fenoli, di-amino-dimetil fenoli, amino-dimetil alchil polioxietilen benzeni, di-amino-dimetilalchilpolioxietilen benzeni, au fost testate pe două tipuri de țiței: unul de tip parafin-naftenaromatic, cu conținut relativ ridicat de apă și săruri, provenit din sondele perimetrului Moinești, și al doilea, cu un conținut maxim de 0,5% apă, bogat în hidrocarburi aromatice și în special asfaltene. O caracteristică deosebită a acestui tip de țiței este conținutul ridicat în sulf.

Pentru a avea o privire de ansamblu asupra caracteristicilor țițeiurilor testate în vederea stabilirii eficacității produselor sintetizate în calitate de dezemulsionanți, prezentăm în continuare un tabel sintetic cu caracteristicile celor două tipuri de țiței experimentate, în comparație cu țițeiul standard Arabian Light (tab. 1).

Tabelul 1

Caracteristici comparative ale țițeiurilor testate față de standard

Caracteristici	Arabian Light	Prinos-13	Moinești
Densitate, d_4^{20}	0,810	0,875	0,826
Conținut în S, %	1,7	3,8	0,35
Viscozitate la 40°C, cSt	5,5	6,3	3,5
Punct de congelare, °C	—26	—34	—20
Asfaltene, % g.	0,9	3,1	0,6

Din datele prezentate rezultă că țițeiurile românești testate, de natură parafinică, cu un conținut redus de sulf, au proprietăți diferite de cele grecești aromatice, cu viscozitate ridicată și cu un conținut apreciabil de sulf. Din punctul de vedere al compoziției, țițeiul românesc se poate compara cu țițeiul arab standard, care diferă esențial de cel grecesc.

Partea experimentală

Deoarece probele de țiței testate au avut un conținut de apă salină variabil, care s-a decantat în timp, deci probele au devenit neomogene, s-a procedat la testarea dezemusionanților pe amestecuri sintetice țiței decantat/apă, la un raport de 90/10. Conform metodologiei utilizate s-au putut trage unele concluzii importante cu privire la comportarea diferitelor tipuri de produse sintetizate.

Ca stare de referință a fost studiată, în paralel, și acțiunea de separare a două tipuri de dezemulsionanți străini PROCHINOR și NACO, precum și a două tipuri de dezemulsionanți românești STN-2 și E-96.

Tabelul 2

Comportarea amestecurilor sintetice țiței Prinos/apă = 90/10 în prezența diferiților dezemulsionanți la 30 și 50°C

Dezemulsionant	Conc. dezem., g/100 ml	Temperatura, 30°C — ml apă separată în timp, ore							Temperatura, 50°C — ml apă separată în timp, ore							Observații
		0,5	1	1,5	2,0	2,5	3,0	24,0	0,5	1	1,5	2,0	2,5	3,0	24,0	
NACO	1	8,0	8,0	9,5	10,0	10,0	10,0	10,0	6,0	7,5	8,0	9,0	9,5	9,5	9,5	Emulsie alb lăptoasă
	3	5,5	6,0	7,5	8,0	9,0	9,0	11,0	8,0	9,5	9,5	10,0	10,0	10,0	11,0	
E-96	1	5,5	6,5	8,5	9,0	9,0	10,0	11,0	4,0	4,0	4,5	6,0	6,5	6,5	7,0	Soluție bună, clară, netă
	3	7,5	9,0	9,0	10,0	10,0	10,0	11,5	8,0	8,0	8,5	9,5	10,0	11,0	11,5	
6	1	10,5	10,5	11,0	11,0	11,0	11,0	11,5	9,0	9,0	9,5	10,0	10,0	10,0	10,0	Separare netă, soluție opalescentă
	3	9,5	10,2	10,2	10,4	10,5	10,5	10,5	10,5	10,5	10,5	11,0	11,0	11,0	11,0	
8	1	10,2	10,2	10,2	10,2	10,5	11,0	11,0	5,0	6,0	7,0	7,0	7,0	7,0	7,0	Separare netă, soluție opalescentă
	3	7,0	8,5	9,5	9,5	9,5	9,5	10,0	6,0	6,5	8,0	9,0	9,0	9,5	10,0	
10	1	7,0	7,5	8,5	8,5	8,5	8,5	9,5	8,0	8,0	8,0	8,0	8,0	8,5	9,0	Separare netă, soluție opalescentă
	3	7,5	9,5	10,0	10,0	10,2	10,5	11,5	5,0	8,0	10,0	10,0	10,0	10,0	10,5	
11	1	3,0	4,0	4,0	5,0	5,0	5,0	7,5	6,0	7,0	7,0	7,5	7,5	7,5	8,0	Separare netă, soluție opalescentă
	3	6,0	7,5	9,0	9,0	9,0	9,0	10,0	9,0	9,5	9,5	10,0	10,0	10,0	10,5	
12	1	4,0	6,0	7,0	8,0	8,5	8,5	9,5	7,0	7,0	7,0	7,0	7,0	7,0	8,0	Separare netă, soluție opalescentă
	3	4,0	5,0	5,0	5,0	6,0	6,0	6,0	4,0	4,0	4,0	4,0	4,0	4,0	6,0	

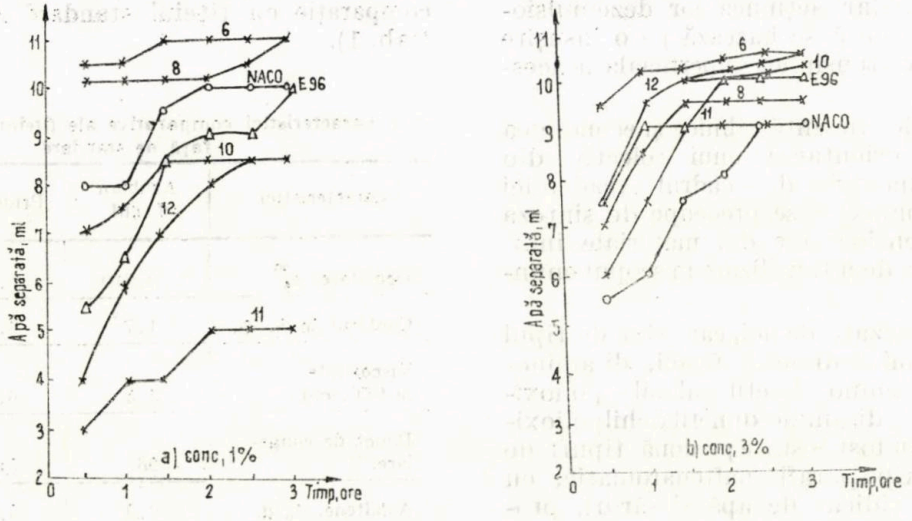


Fig. 1. Variația în timp a cantității de apă separată din țițeiul grecesc, cu diferiți dezemulsionanți, la temperatura de 30°C.

Determinările au fost făcute utilizînd produsele ca atare, prin adăugarea directă a acestora în cantităţi de 0,5 ; 1 ; 2 ; 3 g la 100 ml ţiţei brut. S-a lucrat la temperaturi de 30 40 ; 50 şi 60°C în funcţie de caracteristicile dezemulsionanţilor.

Datele experimentale obţinute în cadrul testelor efectuate sînt redate sintetic, sub formă de tabele şi grafice, atît pentru dezemulsionanţii consacraţi (deveniţi de acum clasici), pe care nu le mai expunem în prezenta lucrare, cît şi pentru produsele de condensare sintetizate.

Astfel, în tabelul 2 se poate vedea comportarea amestecurilor sintetice de ţiţei grecesc în prezenţa diferiţilor dezemulsionanţi pentru două temperaturi.

De aici reiese o comportare similară sau superioară a unor produse sintetizate faţă de probele-etalon.

După cum rezultă din datele prezentate în tabelul 2, dezemulsionanţii cei mai eficienţi sînt bis-(dietilaminometil)-fenolii (sinteza *6*) şi di-etilaminometil-(alchil)-fenolii (sintezele *8* şi *10*), care au o comportare superioară sau simi-

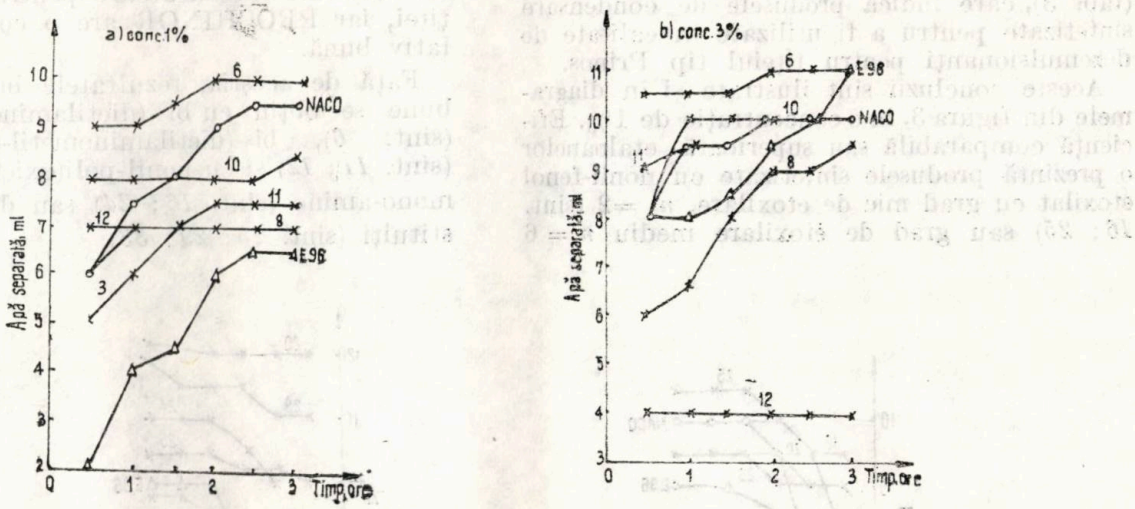


Fig. 2. Variaţia în timp a cantităţii de apă separată din ţiţeiul grecesc, cu diferiţi dezemulsionanţi, la temperatura de 50°C

Tabelul 3

Comportarea amestecurilor sintetice ţiţei Prinos/apă = 90/10 în prezenţa diferiţilor dezemulsionanţi la 30°C

Dezemulsionant	Conc. dezemuls., g/100 ml	ml apă separată în timp, ore							Observaţii
		0,5	1,0	1,5	2,0	2,5	3,0	24,0	
NACO	1	8,0	8,0	9,5	10,0	10,0	10,0	10,0	Emulsie alb-lăptoasă cu impurităţi
	3	5,5	6,0	7,5	8,0	9,0	9,0	11,0	
E-96	1	5,5	6,5	8,5	9,0	9,0	10,0	11,0	Separare netă, soluţie uşor opalescentă
	3	7,5	9,0	9,0	10,0	10,0	10,0	11,5	
16	1	8,0	9,5	10,0	10,0	10,0	10,0	10,0	Separare netă, soluţie opalescentă
	3	7,0	8,0	8,0	8,0	8,5	8,5	9,0	
20	1	9,0	9,0	9,5	9,5	9,5	9,5	9,5	Suspensie lăptoasă netă, soluţie bună cu impurităţi precipitate
	3	12,0	12,5	12,0	12,0	12,2	12,2	12,5	
24	1	6,0	7,0	8,0	8,0	8,5	8,5	9,0	Soluţie roşcată, uşor opalescentă
	3	10,0	10,0	10,5	11,0	11,0	11,0	12,0	
25	1	9,5	9,5	10,0	10,5	10,5	10,5	10,5	Separare netă, soluţie gălbuie, uşor opalescentă
	3	10,0	10,2	10,2	10,5	10,5	10,5	10,5	
29	1	9,0	9,0	9,0	9,0	9,5	9,5	10,0	Suspensie lăptoasă netă, soluţie bună cu impurităţi precipitate
	3	11,0	11,0	11,5	11,5	11,5	12,0	12,0	
	1	4,5	5,0	6,0	6,5	7,0	7,0	8,0	Separare netă, soluţie uşor opalescentă roşcată
	3	8,0	9,0	9,5	9,5	9,8	9,8	10,5	

lară cu etaloanele la temperatura de 30°C şi concentraţie scăzută de 1% (fig. 1). La creşterea concentraţiei, după o durată de decantare de 2 ore, toate produsele sintetizate se comportă mai bine de it dezemulsionantul străin şi similar cu dezemul ionantul E-96.

Se remarcă faptul că tem eratura mai ridicată de 50°C nu duce la o creştere a eficienţei de separare a produselor sintetizate, chiar la o concentraţie de substanţă ridicată (fig. 2).

Din acest motiv, următoarele substanţe sintetizate au fost testate numai la temperatura de 30°C, obţinîndu-se rezultate concludente (tab. 3), care indică produsele de condensare sintetizate pentru a fi utilizate în calitate de dezemulsionanţi pentru ţiţeiul tip Prinos.

Aceste concluzii sînt ilustrate şi în diagramele din figura 3, la o concentraţie de 1%. Eficienţă comparabilă sau superioară etaloanelor o prezintă produsele sintetizate cu nonil-fenol etoxilat cu grad mic de etoxilare, n =2 (sint. *16*; *25*) sau grad de etoxilare mediu n = 6 (sint. *20*, *29*). Cu creşterea gradului de etoxilare, eficienţa de separare a apei calde scade, după cum rezultă din curbele date de sintezele *24*; *33* (n = 10).

La concentraţii de 3% dezemulsionant, eficienţa creşte în special pentru sintezele *20* şi *29*, care s-au obţinut dintr-un nonilfenol cu grad mediu de etoxilare (n = 6).

Pentru ţiţeiul românesc, testat în condiţii identice, produsele sintetizate au o comportare corespunzătoare comparativ cu dezemulsionantul E-96; dezemulsionantul NACO nu dă rezultate satisfăcătoare pentru acest tip de ţiţei, iar PROCHINOR are o comportare relativ bună.

Faţă de aceştia, rezultatele bune şi foarte bune se obţin cu bis-(dietilaminometil)-fenoli (sint. *6*), bis-(dietilaminometil-(alchil)-fenoli (sint. *11*; *12*) şi cu nonil-poli(oxietilen)-benzeni mono-amino (sint. *16*; *24*) sau di-amino substituiţi (sint. *25*; *29*; *33*).

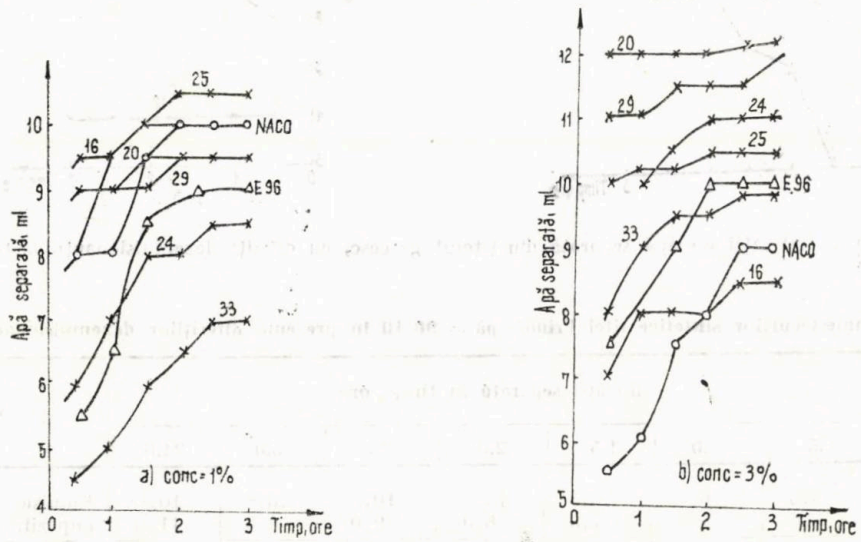


Fig. 3 Variaţia în timp a cantităţii de apă separată din ţiţeiul grecesc cu dezemulsionanţi pe bază de condensate cu nonil-fenoli la temperatura de 30°C.

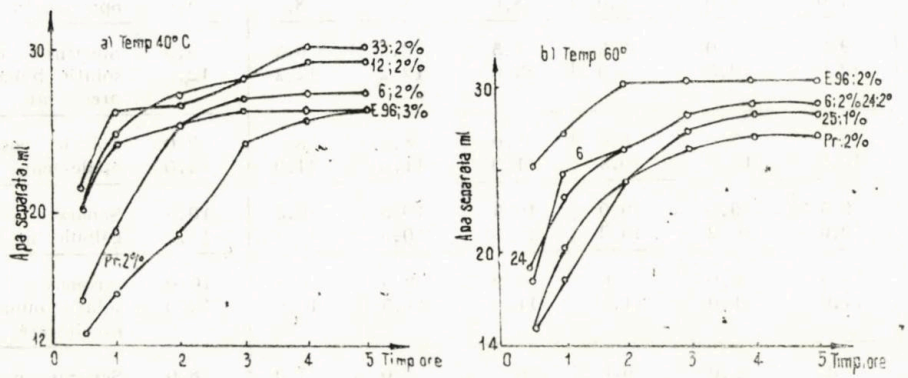


Fig. 4. Eficienţa separării apei în timp, cu diferiţi dezemulsionanţi, la concentraţii diferite, pentru ţiţeiul românesc, la temperaturile de 40 şi 60°C.

În acest caz, gradul de etoxilare a nonilfenolilor luați ca materie primă este indicat să fie mai mare, adică $n = 10$.

La temperaturi mai scăzute (30°C), eficiența cea mai mare o prezintă, după o durată de decantare de 5 ore, nonilfenolii di-amino substituiți, la concentrații de 2%; la 40°C, nonilfenolii etoxilați di-amino substituiți, la o concentrație de 2%

La temperaturi ridicate (de 60°C), comportarea produselor sintetizate este mai puțin satisfăcătoare decît a produsului românesc E-96.

Aceste concluzii sînt ilustrate și în diagramele din figura 4, de unde rezultă că cea mai eficientă concentrație de dezemulsionant este de 2%, la o durată de decantare de 2,5—3 ore.

Rezultate și discuții

Din analiza comparativă a datelor experimentale reiese că rezultate foarte bune, în sensul că permit un randament de separare de 100% se obțin cu nonil-fenoli di-amino substituiți (sint. *12*), la 50°C și un timp de separare de 4 ore, și cu nonil-fenolii etoxilați (cu $n = 10$) di-amino substituiți (sint. *33*), la 50°C și un timp de separare de 3 ore; concentrațiile optime sînt mai ridicate de 2,5%.

Rezultate comparabile cu ale probelor-etalon sînt obținute și cu ceilalți produși de condensare, cu structură asemănătoare, dar la temperatură de 60°C și cu un randament de separare de 67—73% (sint. *11*; *12*; *16*; *25*).

Concluzii

Încercările de laborator, efectuate pe diferite tipuri de țiței cu substanțele de condensare sintetizate, duc la concluzia că față de produsele clasice utilizate, indigene sau străine, acestea posedă o bună capacitate de dezemulsionare.

Eficiența dezemulsionării este funcție de structura și povenienta țițeiului, de cantitatea de apă și săruri conținute în țiței, de temperatura de lucru, de timpul de decantare și de structura chimică și concentrația substanței utilizate în calitate de dezemulsionant.

Pentru țițeiul grecesc Prinos-13, cei mai eficienți dezemulsionanți sînt cei sintetizați pe bază de nonil-fenoli etoxilați, cu grad mediu de etoxilare mono- și di-amino substituiți. Aceștia pot fi utilizați la temperaturi scăzute (30°C) și un timp de decantare de 2—3 ore, dar domeniul de separare se situează la concentrații mai ridicate, de 3%.

La concentrații de 1%, același timp de decantare și temperaturi 30—50°C, produsele de sinteză de tipul fenolilor di-amino substituiți și alchil-fenolilor mono-amino substituiți dau rezultate bune, comparabile cu acțiunea de dezemulsionare a etaloanelor.

Aceste tipuri de țiței se recomandă a fi dezemulsionate în ordinea eficienței, cu produsele de condensare obținute prin sintezele *20*; *29*; *24*; *6* și *8*.

Pentru țițeiul românesc cu un conținut redus de apă (sub 1%) și bogat în hidrocarburi parafinice, o eficiență superioară o prezintă produsele de condensare obținute prin di-amino substituirea nonil-fenolului (sint. *12*) sau a nonilfenolului etoxilat cu $n=10$ (sint. *33*), la temperatura de 50°C, un timp de separare de 2—3 ore și o concentrație de substanță activă de 2,5%.

În cazul țițeiului românesc cu un conținut mai mare de apă, sub 20%, eficiență maximă prezintă aceleași tipuri de produse de condensare ca mai sus (sint. *12*; *33*), la temperaturi cuprinse între 30 și 40°C, durată de decantare de 3—4 ore și concentrație de substanță de 2%.

Rezultate bune, comparabile cu cele ale etaloanelor, se obțin și cu produsele de condensare di-amino substituite ale fenolilor (sint. *6*), alchilfenolilor (sint. *11*) sau mono-amino substituite ale nonil-fenolilor etoxilați cu grad redus de etoxilare, $n=2$ (sint. *16*, *24*). Acestea însă trebuie utilizate la temperaturi mai înalte (60°)C, cu o durată de decantare de 3—4 ore și la o concentrație de substanță de 2%.

În funcție de necesitatea reducerii consumurilor specifice de energie și materii auxiliare, precum și de condițiile tehnologice din schelele de petrol — durata de decantare, conținutul minim de apă al țițeiului — se poate opta pentru alegerea tipurilor de substanțe sintetizate, prezentate în cadrul lucrării.

Rezultatele obținute în laborator trebuie să fie verificate industrial, în condițiile în care se cuplează dezemulsionarea chimică a țițeiului cu alte metode fizice (decantare, desalinare electrică etc.) și posibilitățile de mărire a contactării fazelor emulsionate și de creștere a temperaturi și duratei de decantare.

Bibliografie

[1] Atanasiu, S., Jelescu, E. *Detergenți și alți agenți activi de suprafață*. Ed. tehnică, București, 1959.

[2] Mostn, H. F., Tolberg, R. S. AICHE Symposium Ser. 71 (148), 1975, p. 222.

[3] * * * Oil and Gas Jurnal, The Petroleum Publ. Comp., Copyright, 1973.

[4] Părăușanu, V. ș.a. Mine, Petrol și Gaze, vol. 33, nr. 9, 1982, p. 424—428.

[5] Părăușanu, V., ș.a. Mine, Petrol și Gaze, vol. 33, nr. 12, 1982, p. 575—581.

[6] * * * Prospecte firma WITCO.

[7] Voicu, O., Popescu, F., Basarabescu, T. Petrol și Gaze, vol. 12, nr. 4, 1961, p. 161—163.

[8] Popescu, F., Petrol și Gaze, vol. 12, nr. 5, 1962, p. 226—231.

[9] Voicu, O., Popescu, F., Basarabescu, T. Revista de Chimie, vol. 13, nr. 5, 1962, p. 146—152.

[10] Popescu, F., Basarabescu, T. Petrol și Gaze, vol. 16, nr. 6, 1965.

Asupra alcătuirii chimico-structurale a ţiţeiurilor din structura Măgurele—Mălăieşti şi unele supoziţii de geneză

Prof. dr. ing. **I. D. Pârcălăbescu**
şef lucr. ing. **Gh. Brebeanu**
şef lucr. ing. **I. Nistor**
Institutul de Petrol şi Gaze Ploieşti

Structura geologică Măgurele—Mălăieşti localizează două etaje geologice purtătoare de hidrocarburi : dacianul şi meoţianul.

Comportarea diferenţiată, în procesul de exploatare, a celor două sisteme de hidrocarburi, ne-a determinat să analizăm chimico-structural cele două tipuri de ţiţeiuri.

Probele prelevate pentru cercetare provin de la sondele indicate în tabelul 1 şi sînt, locate pe zăcămînt, conform schemei fragmentului hăţii de producţie din figura 1 şi, în secţiune, schiţei ilustrate în figura 2.

Colectorul purtător de hidrocarburi fluide din meoţian stă (fig. 2) discordant peste marna helveţiană şi este acoperit de marna ponţiană, a cărei grosime de 650—670 m realizează un acoperiş impermeabil colectorului petrolifer.

Colectorul purtător de hidrocarburi fluide din dacianul bazal (fig. 2) este delimitat în culcuş de marna ponţiană, iar în acoperiş de marna şi nisipurile marnoase acvifere din dacianul superior, roci ce ermetizează, pe verticală, colectorul petrolifer din dacian.

În axul central, strucura este scindată (fig. 1 şi 2) de falia majoră *F* în două flancuri, cel nordic mai ridicat, saturat cu hidrocarburi numai în meoţian, şi flancul sudic căzut, productiv atît în meoţian, cît şi în dacian. Un sistem de falii transversale (fig. 1) generează mai multe rezervoare, separate, atît în dacian, cît şi în meoţian, distinct poziţionate în spaţiu (fig. 2), însă rămase etanşe, aşa cum indică măsurările de presiune din blocuri, presiune ce oscilează între 175 şi 257 bar, pentru dacian, şi 194—370 bar pentru meoţian. Din cauza poziţionării spaţiale a blocurilor şi temperaturile în ele oscilează între 54 şi 69°C, pentru dacian, şi 63—98°C, pentru meoţian [6]. Din măsurările de temperatură şi presiune rezultă că în structură există o anomalie geotermică, precum şi una de presiune, mai accentuate pentru etajul meoţian.

Din aceste date se poate desprinde că rezervoarele din cele două etaje geologice au rămas etanşe ($V = ct.$) de-a lungul timpului geologic şi, sub influenţa geotermalismului local, au apărut anomaliile de temperatură şi presiune. În sprijinul acestui model se citează şi diagramele PVT ale sistemelor de hidrocarburi ale multor sonde de pe structură [6] şi, cu referire numai la cele două rezervoare pe care le analizăm, se menţionează că ţiţeiurile au fost nesaturate cu gaze la începutul exploatării : de exemplu pentru sonda 58 din meoţian, presiunea dinamică de fund era la 20.09.1974 de 232 bar, iar presiunea de saturaţie de 199 bar; pentru sonda 57, din dacian, presiunea dinamică de fund = 236 bar, iar presiunea de saturaţie 230 bar.

În acest context prezentăm analizele chimice asupra ţiţeiurilor din dacian (sonda 77, blocul D.III) şi meoţian (sonda 58, blocul M.III).

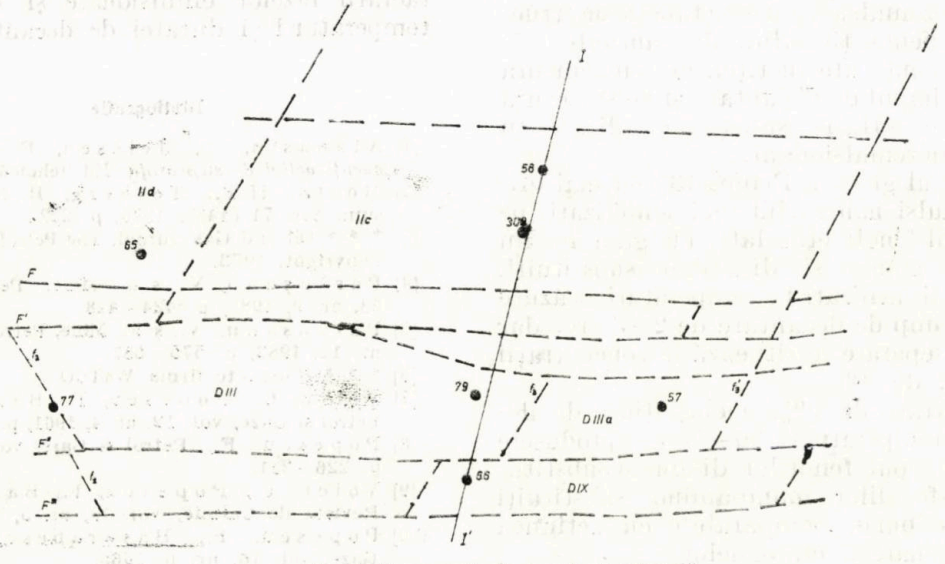


Fig. 1. Fragment de hartă structurală.

La baza acestor analize stă metodologia preconizată de profesorul dr. chim. C. Creangă [1; 2; 3].

Pentru probele de țițeiuri luate în analiză s-a stabilit mai întîi (tab. 1) caracterul chimic general, din care se poate observa că între cele două țițeiuri sînt deosebiri structurale. Țițeiul din meoțian este mai „dens" și mai „acid", conținutul de ceruri se corelează cu participarea distilatului, iar rășinile + asfaltenele, cu conținutul de $C_N + C_A$ din tabelul 8.

În continuare s-a procedat la studiul fracțiunilor separate prin distilare din țițeiuri. Randamentele fracțiunilor obținute din țițeiuri sînt prezentate în tabelul 2, din care se pot observa substanțiale deosebiri între cele două țițeiuri, prin prisma participării fracțiunilor inferioare, așa cum s-a observat și în tabelul 1, prin participarea fracțiunilor medii și — îndeosebi — prin ponderea fracțiunilor superioare.

Fracțiunile inferioare au fost analizate în continuare pe clase de hidrocarburi, conform metodologiei expuse în lucrarea [9]. Datele privind compoziția pe clase de hidrocarburi a fracțiunilor separate sînt prezentate în tabelul 3 și, prin această prismă, se observă că între cele două țițeiuri sînt deosebiri. În privința fracțiunilor înguste (i—95°C), este de reținut componenta parafinică cu pondere net mai ridicată în țițeiul din dacian, în timp ce componenta aromatică prezintă o participare foarte scăzută, atît în cadrul fracțiunilor, cît și în „global".

În ce privește compoziția fracțiunilor medii și superioare, se prezintă, în tabelul 4, mai întîi unele caracteristici fizico-chimice, din care se poate observa că între cele două țițeiuri deosebirile apar și mai evidente, mai ales sub raportul maselor moleculare. Prin prisma datelor de viscozitate (tab. 5) diferențierile dintre cele două țițeiuri sînt deosebit de certe. Am sublinia prezența rășinilor și asfaltenelor ale căror molecule cu conținut mare de cicluri determină o creștere considerabilă a viscozității. Viscozități mari arată și abundența componentelor structurale ciclice și a catenelor scurte, în timp ce valorile mici de viscozitate sînt caracteristice predominării structurilor cu catene parafinice lungi. Din tabelul 6 se poate

Tabelul 1

Caracteristici	Țițeiul din	
	dacian (sonda 77)	meoțian (sonda 58)
Densitatea, la 20°C	0,8246	0,8794
Indice de aciditate, mg KOH/g	0,14	0,73
Conținut de ceruri, % masă	13,70	3,80
Conținut de asfaltene, % masă	1,68	2,65
Conținut de rășini, % masă	16,35	17,90
Conținut de sulf, % masă	0,15	0,17
Distilat (1—200°C), % vol.	23,30	20,34

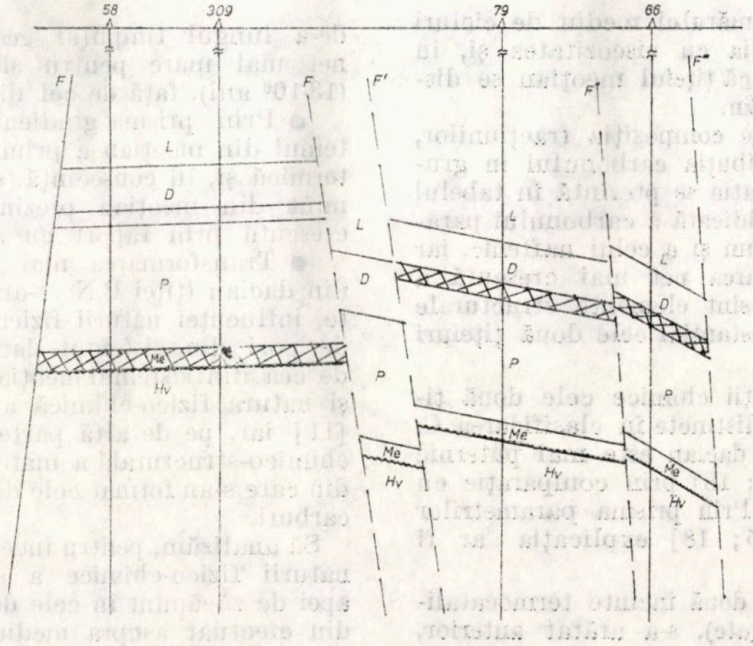


Fig. 2. Secțiune geologică.

Tabelul 2

Randamentele fracțiunilor separate

Fracțiunea (interval de distilare, °C)	% volumice	
	dacian	meoțian
(*i*—60)	3,30	3,92
(60—95)	4,80	
(95—122)	5,50	3,92
(122—150)	4,70	4,92
(150—200)	5,00	7,58
Total fracțiuni inferioare	23,30	20,34
(200—250)	12,30	6,25
(250—300)	10,70	7,17
Total fracțiuni medii	23,00	13,42
(300—350)	9,60	8,41
(350—400)	7,20	8,58
(400—450)	6,80	9,25
(450—500)	6,30	19,00
(500—550)	5,50	—
Total fracțiuni superioare	35,40	45,24
rășini + asfaltene	18,03	20,55
Alți compuși + pierderi	0,30	0,40

Tabelul 3

Analiza pe clase de hidrocarburi a fracțiunilor inferioare

Fracțiunea (interval distilare, °C)	Clasa de hidrocarburi	% vol. din țițeiurile	
		dacian	meoțian
(*i*—60)	*P*	90,0	$P = 70,5$ $N = 28,2$ $A = 1,3$
	N	10,0	
	A	0,0	
(60—95)	*P*	67,0	
	N	32,0	
	A	1,0	
(95—122)	*P*	56,0	61,7
	N	41,0	33,7
	A	7,0	4,6
(122—150)	*P*	51,0	56,5
	N	44,0	35,4
	A	5,0	8,8
(150—200)	*P*	48,0	49,8
	N	45,0	38,3
	A	7,0	11,9
Total fracțiuni integrale	*P*	61,0	57,7
	N	36,0	34,8
	A	3,0	7,5

P — parafine; *N* — naftene; *A* — aromate

observa influența numărului mediu de cicluri pe moleculă, corelația cu viscozitatea și, în același timp, faptul că țițeiul meoțian se distinge net de cel dacian.

În ceea ce privește compoziția fracțiunilor, exprimată prin distribuția carbonului în grupele structurale, situația se prezintă în tabelul 7. Participarea mai ridicată a carbonului parafinic în dacian, precum și a celui naftenic, iar în meoțian participarea net mai crescută a carbonului aromatic sînt elemente structurale care diferențiază substanțial cele două țițeiuri analizate.

Cu aceste compoziții chimice cele două țițeiuri (tab. 8) apar distincte în clasificarea C. Creangă. Țițeiul din dacian este mai puternic transformat [14; 15; 18] prin comparație cu țițeiul din meoțian. Prin prisma parametrilor ecuației energiei [15; 18] explicația ar fi următoarea.

● Volumele celor două incinte termocatalitice (blocurile analizate), s-a arătat anterior, au fost constante în perioada genezei lor; apoi, de-a lungul timpului geologic, timp desigur net mai mare pentru sistemul din meoțian ($13 \cdot 10^6$ ani), față de cel din dacian ($2 \cdot 10^6$ ani).

● Prin prisma gradientului geotermic, sistemul din meoțian a primit mai multă energie termică și, în consecință, și presiunea de zăcămînt din meoțian prezintă o anomalie mai crescută prin raport cu sistemul din dacian.

● Transformarea mai adîncă a sistemului din dacian (țițeiului P.N.) s-ar datora, pe de-o parte, influenței naturii fizico-chimice a spațiului de pori din sistemul dacian ($\mathcal{R}_{M.S.}$), diferită de cea din sistemul meoțian; influență exercită și natura fizico-chimică a apelor de zăcămînt [11] iar, pe de altă parte [13], natura fizico-chimico-structurală a materiei organice ($\mathcal{R}_{M.O.}$), din care s-au format cele două sisteme de hidrocarburi.

Să analizăm, pentru început, numai influența naturii fizico-chimice a spațiului de pori și apei de zăcămînt în cele două sisteme. Un studiu efectuat asupra mediului solid ($\mathcal{R}_{M.S.}$) din structura Mălăiești—Măgurele [16] permite for-

Tabelul 4

Unele caracteristici fizico-chimice ale fracțiunilor medii și superioare

Fracțiunea (interval distilare, °C)	Caracteristica	Țițeiul din	
		dacian	meoțian
(200—250)	Densitatea la 20°C, d_4^{20}	0,8054	0,8250
	Indice de refracție la 20°C, n_D^{20}	1,4480	1,4609
	Masa moleculară, M	190	219
(250—300)	d_4^{20}	0,8254	0,8518
	n_D^{20}	1,4589	1,4751
	M	245	292
(300—350)	d_4^{20}	0,8425	0,8796
	n_D^{20}	1,4675	1,4867
	M	296	323
(350—400)	Densitatea la 70°C, d_4^{70}	0,8252	0,8937
	Indice de refracție la 70°C, n_D^{70}	1,4568	1,4982
	Masa moleculară, M	335	363
(400—450	d_4^{70}	0,8370	0,8825
	n_D^{70}	1,4630	1,4892
	M	355	387
(450—500)	d_4^{70}	0,8573	0,9028
	n_D^{70}	1,4668	1,4988
	M	406	423
(500—550)	d_4^{70}	0,8671	—
	n_D^{70}	1,4778	—
	M	418	—

Tabelul 5

Date de viscozitate

Fracțiunea (interval de distilare, °C)	Țiței din dacian		Țiței din meoțian	
	Viscozitatea la		Viscozitatea la	
	100°F(cSt)	210°F(cSt)	100°F(cSt)	210°F(cSt)
350—400	11,9	3,1	17,2	3,5
400—450	25,1	4,3	80,1	7,0
450—500	50,0	6,3	—	13,4
500—550	100,0	8,8	—	—

Tabelul 6

Numărul mediu de cicluri pe moleculă

Fracțiunea (interval distilare, °C)	Număr de cicluri	Țițeiul din	
		dacian	meoțian
200—250	R_A	0,11	0,27
	R_N	0,62	0,64
	R_T	0,73	0,91
250—300	R_A	0,17	0,43
	R_N	0,76	0,93
	R_T	0,93	1,36
300—350	R_A	0,23	0,52
	R_N	1,02	0,77
	R_T	1,25	1,29
350—400	R_A	0,31	0,69
	R_N	1,27	1,54
	R_T	1,58	2,23
400—450	R_A	0,37	0,75
	R_N	1,47	1,97
	R_T	1,84	2,72
450—500	R_A	0,43	0,85
	R_N	1,64	2,58
	R_T	2,07	3,43
500—550	R_A	0,49	—
	R_N	2,14	—
	R_T	2,63	—

mularea următoarelor, în baza analizelor roentgenostructurale (fig. 2) și chimico-spectrale de emisie (tab 9): carota aparținînd nisipului marnos al dacianului petrolifer din orizontul bazal are, după cum reliefează difractograma *1*, un procent net mai ridicat de zeoliți, în varietățile phillipsit (3,17 Å), gismondin (7,28; 3,24 Å) și chabazit (9,28; 3,32 Å), prin comparație cu carotele din orizontul 7 al nisipului marnos al meoțianului bazal, difractogramele *2* și *3*. Carotele menționate, apele de zăcămînt și probele de țiței analizate aparțin aceluiași tub de curent. În nisipul marnos al meoțianului petrolifer [16] participarea cuarțului este net mai ridicată prin raport cu starea din dacian. În orizontul 7a (difractograma *2*) cloritul dioctaedric (4,74 Å) are o participare predominantă în grupa argilelor. În orizontul 7c (difractograma *3*) calcitul (3Å) are o partici-

Tabelul 7

Distribuţia carbonului în grupe structurale

Fracţiunea (interval distilare, °C)	Mărimea structurală	Ţiţeiul din dacian	Ţiţeiul din meoţian
200—250	$\%C_P$	71	66,5
	$\%C_N$	25	23,1
	$\%C_A$	4	10,4
250—300	$\%C_P$	70	65,2
	$\%C_N$	25	22,6
	$\%C_A$	6	12,2
300—350	$\%C_P$	65	61,1
	$\%C_N$	29	27,6
	$\%C_A$	6	12,3
350—400	$\%C_P$	65	58,3
	$\%C_N$	28	26,3
	$\%C_A$	7	15,4
400—450	$\%C_P$	63	53,8
	$\%C_N$	28	30,1
	$\%C_A$	9	16,1
450—500	$\%C_P$	62	49,0
	$\%C_N$	29	34,5
	$\%C_A$	9	16,5
500—550	$\%C_P$	58	—
	$\%C_N$	30	—
	$\%C_A$	10	—

pare însemnată. În ceea ce priveşte participarea reţelelor cristaline polare, ca apreciere globală [16], ea trece de partea dacianului, unde, atît în reţeaua cristalină de tip montmorillonit simplu, cît şi în interstratificări de tip I—M, C—M şi I—C—M, componenta montmorillonitică apare în proporţie mai crescută în

Tabelul 8

Clasificarea chimică după C. Creangă

Ţiţeiul din	Indicii de caracterizare structurali		de calitate		Clasa	Grupa
dacian	$\%C_P^t$	68	c	13,70	parafin-naftenic	ceros-răşinos-nesulfuros
	$\%C_N^t$	26	r	18,03		
			s	0,15		
	$\%C_A^t$	6	d	23,00		
meoţian	$\%C_P^t$	60	c	3,80	parafin-naften-aromatic (P.N.A.)	ceros-răşinos nesulfuros
	$\%C_N^t$	28	r	20,55		
			s	0,17		
	$\%C_A^t$	12	d	20,34		

Tabelul 9

Analiza chimico-spectrală de emisie

NR. CRT. AL PROBEI	NATURA PROBEI	ETAJUL GEOLOGIC		U	Th	Pb	Rb	Sr	K	Ca	Bi	Y	Zr	Nb	Mo	Er	P	Ta	Ti	Ru	Rh	Fe	Ba
			SONDA NR.	LUNGIMEA DE UNDĂ, Å																			
				4362,05	4019,14	3683,5	4201,8	3464,5	3446,4	3468,5	3397,2	4374,9	3438,2	4058,9	3903,0	3372,7	4246,9	4574,3	4305,9	4080,6	3434,9	3406,4	3901,1
				PARAMETRUL SPECTRAL $I_t - I_f$																			
1	R	D	79	0,5	3,3	2,1	5,5	3,3	1,5	3,3	-	7,4	4,5	3,6	3,1	6,8	3,4	1,3	6,0	3,2	0,9	2,4	2,8
2	T		77	1,8	6,4	1,2	5,8	0,6	-	6,8	-	13,4	3,2	5,0	2,2	3,0	9,3	2,8	0,6	2,1	2,7	3,4	5,7
3	R	MEOŢIAN	58	0,5	4,6	3,4	6,7	4,3	3,0	3,4	-	8,5	5,0	5,1	5,5	6,8	4,5	1,9	13,4	4,9	1,2	2,4	4,2
4	S		309	0,6	3,4	2,6	6,9	4,9	1,1	5,2	-	7,8	3,2	2,2	2,5	6,8	1,7	1,8	5,9	4,0	1,0	1,7	3,3
5	S		66	1,7	1,5	0,8	5,0	5,3	0,6	2,1	-	-	-	0,7	2,1	1,0	0,8	0,8	2,3	1,0	0,6	0,5	0,5
6	T		66	1,9	7,2	5,4	9,3	5,4	2,5	5,3	1,6	6,9	1,2	-	8,8	5,3	6,9	3,0	1,4	3,2	4,3	2,9	7,2
7	T		58	1,4	5,3	4,9	7,8	6,6	3,3	4,0	1,1	4,5	1,4	-	7,4	5,5	4,7	3,1	5,8	3,1	3,3	2,3	5,0
8			114	2,4	6,7	6,7	8,7	5,3	3,9	5,4	1,6	8,3	1,3	-	7,9	5,0	7,6	3,4	1,6	2,8	4,3	2,8	7,0

R-roca colectorului; S-sare din apa de zăcământ; T-ţiţei; D-dacian.

colectorul din dacian (a se compara difractogramele).

Difractograma *1* mai pune în evidenţă prezenţa: samarskitului (YUFe) $(NbTaTi)_2O_4$, cu parametrii de difracţie 3,07/100 şi 2,92/100, şi a xenotimului $(YEr)PO_4$ cu parametrul de difracţie 3,45/100. Prezent este şi plagioclazul (4,04; 3,74; 3,2 Å) ca mineral de neoformaţie [22].

La o asemenea atenţionare a difractogramei *1* s-a procedat la efectuarea analizelor chimico-spectrale de emisie [11; 13; 16; 17] ale căror date, consemnate în tabelul 9, resubliniază pre-

Tabelul 10

Analiza chimică a apelor de zăcământ

Etajul geologic	Sonda nr.	% echivalenţi Na^+	K^+	Ca^{2+}	Ma^{2+}	Cl^-	SO_4^{2-}	HCO_3^-	Coeficienţii genetici $\frac{Na}{Cl}$	$\frac{Cl\text{-}Na}{Mg}$	$\frac{SO_4 \times 100}{Cl}$	Clasificarea apei după V.A. Sulin
dacian	57	39,52	0,349	8,62	5,39	45,92	0,0036	0,167	0,86	1,187	0,0078	cloro-calcic
meoţian	65	23,21	0,31	18,06	5,64	52,52	0,178	0,056	0,44	5,197	0,3389	cloro-calcic

zența elementelor chimice radioactive și a celor derivînd din dezvoltarea reacțiilor nucleare în lanț în reactorul termocatalitic închis—zăcămîntul de hidrocarburi fluide, de-a lungul timpului geologic.

Cu o componentă montmorillonitică net mai ridicată, idem și pentru componenta zeolitică, cu participările samarskitului și xenotimului net mai crescute, spațiul poros-permeabil al colectorului de hidrocarburi fluide din dacian

parea mai ridicată a calciului, stronțiului și bariului, ultimul fiind un indicator specific al condițiilor ridicate de temperatură. Reține atenția, de asemenea, prezența perechilor de radioelemente mamă-fiică ale genezei Terrei: U—Pb, Th—Pb, Rb—Sr, K—Ca [21].

Din cauza radioactivității mediului solid s-a trecut și la analizarea microstructurală a apei de zăcămînt. Mai întîi s-a efectuat [11] analiza chimică „clasică" a apelor de zăcămînt

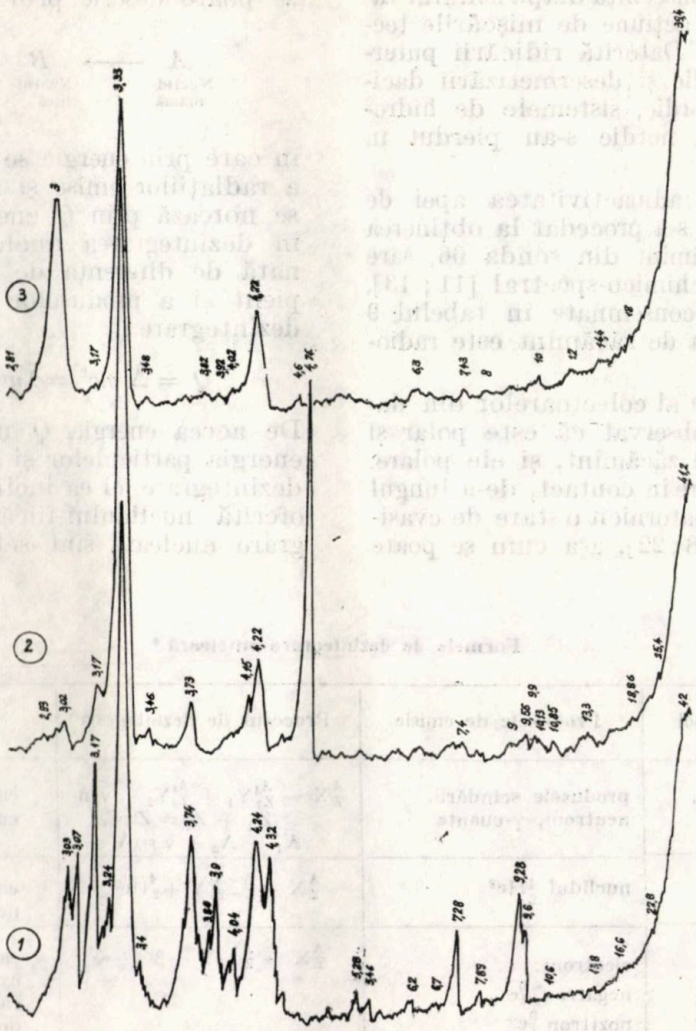


Fig. 3. Difractograme de raze X.

apare ca un mediu puternic polar și radioactiv, un bun catalizator în procesul termocatalitic al transformării sistemelor de hidrocarburi sub influența geotermalismului [14; 15; 18].

Analizele microstructurale pun în evidență participarea mai crescută în dacian a rețelelor cristaline radioactive și a elementelor chimice radioactive cu mare influență în procesul termocatalitic [13; 14; 18; 19], așa cum sînt: U, Th, Rb, K, Ru, Rh, Ta, Ti, Nb, Y, Er, P. Prezența unei energii geotermice mai ridicate în sistemul meoțian a determinat și partici-

(tab. 10). Deși aparțin aceluiași tip clorocalcic, apele celor două sisteme se diferențiază, prin participarea clorului (mai crescută în meoțian) și, mai ales, prin cea a sulfului, care depășește cu mult (× 49,44) pe cea din dacian. Diferențierea este pusă în evidență și de participarea mai accentuată a bicarbonatului (× 2,98) în apa dacianului. Se observă, de asemenea, pentru apa din meoțian, o participare mai ridicată (×2) a calciului, explicabilă prin participarea mai crescută a calcitului și prezența montmorillonitului [16] în colectc-

rul meoţian care, supus unui geotermalism mai accentuat, a schimbat calciul — element destul de uşor hidratabil [12; 23].

Prezenţa clorului şi sulfului în apele analizate, a elementelor chimice radioactive şi a lantanidelor, a zeoliţilor, samarskitului şi xenotimului se poate atribui [17; 20; 22] manifestărilor vulcanice din zonă, masivele de sare vecine: Slănic, Ţintea, Boldeşti, putînd fi [17; 20] asociate de vulcanismul submarin, iar tectonizarea puternică a structurii Mălăieşti—Măgurele este consecinţa diapirismului sării în regiune, pus în acţiune de mişcările tectonice postlevantine. Datorită ridicării puternice a flancului nordic şi desermetizării dacianului din flancul nordic, sistemele de hidrocarburi din dacianul nordic s-au pierdut în mediul ambiant.

Pentru a explica radioactivitatea apei de zăcămînt din meoţian s-a procedat la obţinerea sării din apa de zăcămînt din sonda 66, sare care a fost analizată chimico-spectral [11; 13], datele analizei fiind consemnate în tabelul 9 şi demonstrînd că apa de zăcămînt este radioactivă.

Mediul solid detritic al colectoarelor din dacian şi meoţian s-a observat că este polar şi singenetic cu apele de zăcămînt, şi ele polare. Între aceste medii polare în contact, de-a lungul timpului geologic s-a satornicit o stare de cvasiechilibru ionic [12; 18; 22], aşa cum se poate observa şi din datele analizei spectrale de emisie din tabelul 9. Participarea mai crescută a uraniului se explică prin hidratabilitatea lui mai accentuată şi capacitatea migratorie mai crescută [5; 8], iar participarea mai redusă a thoriului este consecinţa stabilităţii acestuia [23]. Uraniul şi thoriul sînt capetele de serii ale clasicelor serii de transformări radioactive (4n + 2) şi (4n), serii care au ca produs final stabil plumbul [7; 10].

Dezintegrarea nucleară în forma generalizată se poate descrie prin ecuaţia:

$$\underset{\text{Nuclid-mamă}}{A} \longrightarrow \underset{\text{Nuclid-fiică}}{B} + \underset{\text{Radiaţii şi cuante}}{X} + \underset{\text{Energie}}{\Delta E}$$

în care prin energie se înţelege energia cinetică a radiaţiilor emise şi a γ-cuantelor. De obicei se notează prin Q energia însumată, obţinută în dezintegrarea nucleară, ea fiind determinată de diferenţa de masă a nuclidului incipient şi a produselor care se formează după dezintegrare:

$$Q = \Delta\, mc^2 = (m_A - m_B - m_X)c^2.$$

De aceea energia Q nu este egală numai cu energia particulelor şi a γ-cuantelor emise prin dezintegrare, ci ea include şi energia de cedare, oferită nuclidului-fiică. Formele de dezintegrare nucleară sînt schiţate în tabelul 11.

Tabelul 11

Formele de dezintegrare nucleară *

Formele	Simbol	Produsele de emisie	Procesul de dezintegrare	Observaţii
spontană	D.S.	produsele scindării, neutroni, γ-cuante	${}^{A}_{Z}X \rightarrow {}^{A_1}_{Z_1}Y_1 + {}^{A_2}_{Z_2}Y_2 + \nu \cdot n$ $Z_1 + Z_2 = Z$ $A_1 + A_2 + \nu = A$	caracteristică numai nuclizilor cu $Z \geqslant 90$
radiaţia α	α	nuclidul ${}^{4}_{2}He^{2+}$	${}^{A}_{Z}X \rightarrow {}^{A-4}_{Z-2}Y + {}^{4}_{2}He^{2+}$	caracteristică în general pentru $Z > 83$
radiaţia β	β^- β^+	electroni: negatron ${}^{0}_{-1}e^-$ pozitron ${}^{0}_{1}e^+$	${}^{A}_{Z}X \rightarrow {}^{A}_{Z+1}Y + \beta^- + \bar{\nu}$	caracteristică nucleelor cu exces de neutroni caracteristică nucleelor cu deficit de neutroni, pentru care $Q > 1{,}02$ MeV
captarea electronului	C.E.	radiaţia roentgen caracteristică a nucleului-fiică	${}^{A}_{Z}X' + {}^{0}_{-1}e^- \rightarrow {}^{A}_{Z-1}Y + \nu$	caracteristică nucleelor cu deficit de neutroni
emisia de γ-cuante	γ	fotoni	${}^{A}_{Z}X' \rightarrow {}^{A}_{Z}X + \gamma$	cedarea energiei de excitare a nuclidului-fiică după dezintegrarea radioactivă; dezintegrarea nuclizilor metastabili
emisia electronilor de conversie	E.E.C.	electroni şi radiaţie roentgen caracteristică	trecerea energiei de excitaţie a nucleului în învelişul de electroni	caracteristică pentru nivelele reduse de excitaţie asupra nucleului atomic $< 0{,}2$ MeV

ν — neutroni; $\bar{\nu}$ — antineutroni.

* După [7]

În sistemele analizate (tab. 9) nuclizii-mamă U și Th, prin caracteristicile lor structurale — emisii α, γ, e^- — de-a lungul timpului geolgic — $T_{1/2} > 10^9$ ani [10; 21] — au acționat și asupra sistemelor din meoțianul și dacianul structurii Mălăiești — Măgurele și au imprimat o transformare-mișcare continuă a materiei din zăcămintele analizate.

În afara lor, nuclidul natural $^{87}_{37}Rb$, cu $T_{1/2} > 6 \cdot 10^{10}$ ani, „amplificat" și de dezintegrarea spontană a uraniului natural, emițînd β^-, a participat și el la scindarea în lanț din sistem [10], conducînd și la nuclidul-fiică stabil $^{87}_{38}Sr$, aflat în amestecul natural în proporție de 6,96%.

Participant la scindarea în lanț se află și nuclidul natural $^{40}_{19}K$, cu $T_{1/2} > 1 \cdot 10^9$ ani, căruia îi sînt caracteristice dezintegrarea dual ă:

$$^{40}_{19}K \begin{cases} 89\% \xrightarrow{\beta^-} {}^{40}_{20}Ca \\ 11\% \xrightarrow{\beta^+} {}^{40}_{18}Ar \end{cases},$$

precum și emisia de γ-cuante, posedînd o energie de 1,459 MeV. Activitatea K-lui a fost sensibilă, din moment ce, în tabelul 9, pentru țițeiul din dacian a dispărut parametrul $I_t - I_f$ pentru K și s-a amplificat pentru Ca, în cadrul căruia 96,92% aparține izotopului stabil $^{40}_{20}Ca$.

Că mișcarea, în zăcămintele analizate, a avut loc mai poate fi ilustrată și prin intermediul niobiului. Izotopul $^{94}_{41}Nb$ are $T_{1/2} = 5 \cdot 10^4$ ani, iar $^{91}_{41}Nb$ și $^{100}_{41}Nb$ au $T_{1/2}$ foarte îndelungați [10], ei provin din dezintegrarea spontană a U și prin bombardament cu n și γ asupra Nb, sau prin d și n asupra Zr, și sub imperiul excitațiilor au avut loc transformările:

$^{91}_{41}Nb \xrightarrow{C.E.} {}^{91}_{40}Zr$, izotop stabil, aflat [10] în amestecul natural cu 11,23%;

$^{94}_{41}Nb \xrightarrow{\beta^-} {}^{94}_{42}Mo$, izotop stabil, aflat în amestecul natural cu 9,04%;

$^{100}_{41}Nb \xrightarrow{\beta^-} {}^{100}_{42}Mo$, izotop stabil, aflat în amestecul natural cu 9,63%.

Faptul că, în tabelul 9, parametrul spectral $I_t - I_f$ pentru Nb a dispărut pentru țițeiurile din meoțian, iar pentru Mo parametrul spectral și-a crescut participarea, este o indicație a transformărilor radioactive, pe o perioadă de $13 \cdot 10^6$ ani — „vîrsta" meoțianului.

O altă ilustrare a transformărilor, de astă dată pe cuplul Y—Zr (tab. 9) din „sarea" obținută din apa de zăcămînt din meoțian, pe schema:

$^{88}_{39}Y \xrightarrow{\beta^-} {}^{88}_{40}Zr$, cu $T_{1/2} = 150$ zile;

$^{90}_{39}Y \xrightarrow{\beta^-} {}^{90}_{40}Zr$, izotop stabil, cu o participare în amestecul natural de 51,46%;

$^{91}_{39}Y \xrightarrow{\beta^-} {}^{91}_{40}Zr$, izotop stabil, aflat în amestecul natural cu 11,23%;

$^{92}_{39}Y \xrightarrow{\beta^-} {}^{92}_{40}Zr$, izotop stabil, cu o participare în amestecul natural de 17,19%;

$^{93}_{39}Y \xrightarrow{\beta^-} {}^{93}_{40}Zr$, cu $T_{1/2} = 9{,}5 \cdot 10^5$ ani, care sub bombardament β^- continuă transformarea la $^{93}_{41}Nb$, izotop stabil, cu 100% grad de participare în amestecul natural;

$^{94}_{39}Y \xrightarrow{-\beta} {}^{94}_{40}Zr$, izotop stabil, cu grad de participare de 17,4%.

Rezultă, din schemă, că 97,28% din Y a „trecut" la Zr, iar restul a trecut prin $^{93}_{40}Zr$ la $^{93}_{41}Nb$, stabil, și la $^{88}_{40}Zr$, care bombardat în continuare:

$$^{88}_{40}Zr \xrightarrow{C.E.} {}^{86}_{39}Y \xrightarrow{\beta^-} {}^{86}_{40}Zr \xrightarrow{C.E.} {}^{86}_{39}Y \xrightarrow{\beta^-} \xrightarrow{\beta^-} {}^{86}_{39}Zr \xrightarrow{C.E.} {}^{86}_{39}Y,$$

obținîndu-se astfel o mișcare-transformare „continuă" atîta timp cît există bombardament cu neutroni și γ-cuante în incinta reactorului natural închis — zăcămîntul de hidrocarburi fluide.

Parametrul spectral $I_t - I_f$ al itriului a dispărut din tabelul 9 din cauza reducerii cu peste 97% a itriului din sisteme, consecință a transformărilor nucleare. Și zirconiul este lipsă pentru sarea din apa de zăcămînt (tab. 9), pe de o parte datorită transformărilor nucleare, iar, pe de altă parte, Zr este un element chimic stabil, insolubil în apa de zăcămînt [23].

Credem că sînt suficiente aceste exemplificări, ca să nu creștem prea mult spațiul grafic al lucrării, și numai în treacăt amintim că și prezența Ru, Rh, Er, P este asociată [8] de activitatea de dezintegrare a U și Th.

Energia adusă în sistem doar de „unii" din radionuclizii menționați anterior este ilustrată în tabelul 12, din care se poate reține cît de „însemnată" este această energie a dezintegrării nucleare, și dacă luăm în considerare

Tabelul 12

Energia unor radionuclizi

Radionuclidul	Energia de iradiere, MeV, pentru			
	α	β^-	γ	e^-
$^{238}_{92}U$	4,15		0,048	0,03
$^{235}_{92}U$	4,2		0,094	
$^{232}_{90}Th$	3,9		0,075	0,06
$^{209}_{83}Bi$	3,15			
$^{87}_{37}Rb$		0,275	0,394	
$^{40}_{19}K$		1,32	1,459	

că în procesele termocatalitice de prelucrare a hidrocarburilor [24] consumul de energie oscilează în gama 30—60 kcal/mol, se poate desprinde că în zăcămînt există destulă energie, care să transforme „in situ" hidrocarburile naturale, ţinînd seama că 1 eV/atom = 23 kcal/mol, iar timpul de acţionare în sistemul meoţian a început acum $13 \cdot 10^6$ ani.

Din datele tabelului 9 un lucru ar mai apare de explicat: lipsa bismutului în apa de zăcămînt meoţiană, precum şi în spaţiul de pori din meoţian, iar pentru dacian lipsa totală din sistem a Bi. În ţiţeiul meoţian bismutul ar putea exista ca nuclid $^{209}_{83}Bi$ cu 100% conţinut [10] în amestecul natural. Acest nuclid, prin alcătuirea sa structurală, emiţător de α particule, cu energie de 3,15 MeV, cu $T_{1/2} = 2{,}7 \cdot 10^{17}$ ani, sau durată medie de viaţă de $3{,}64 \cdot 10^{16}$ ani, ar pune în evidenţă faptul că pe Terra el nu a avut timpul necesar să-şi creeze fiica, izotopul stabil, aşa cum s-a mai observat şi în geneza pegmatitelor complexe de la mare adîncime din zona Cozia—Căciulata [21].

De aici s-ar putea desprinde faptul că, în geneza materiei organice incipienete, pentru ţiţeiul din meoţian, a existat o altă sursă radioactivă, distinctă de cea din dacian. Lipsa Bi în spaţiul de pori şi apa de zăcămînt din meoţian ar evidenţia faptul că materia organică din meoţian a apărut după formarea singenetică a spaţiului de pori şi apei de zăcămînt, şi că materia organică incipientă meoţiană a suferit şi „bombardamentul" bismutului, nu numai al U şi Th şi al celorlalţi radionuclizi primari. Intensitatea mai mare a parametrului spectral $I_t - I_f$ ar însemna şi o intensitate mai crescută de acţionare a energiei radioactive în generarea materiei organice aparţinînd sistemului meoţian (tab. 9). Lipsa bismutului în dacian ar însemna o altă geneză a sistemului spaţiu de pori+apă de zăcămînt şi totodată şi o altă geneză a materiei organice ce a determinat sistemul de hidrocarburi din dacian. Ar rezulta deci geneze distincte în formarea sistemelor din meoţian şi din dacian.

Participarea mai intensă a U, Th, Rb în ţiţeiul din dacian (tab. 9), faţă de sistemul spaţiu de pori + apa de zăcămînt, ar ilustra o intensitate radioactivă mai mare în geneza materiei organice primare a sistemului, faţă de geneza rocii şi apei de zăcămînt.

Geneza rocii daciene a reţinut anterior atenţia prin participarea nu neglijabilă a samarskitului şi xenotimului, prin participarea ridicată a zeoliţilor şi cea a montmorillonitului. Apreciind după difractogramele de raze X, masa de minerale radioactive, de zeoliţi şi montmorillonite, conţinînd elemente chimice aparţinînd dezintegrării în lanţ a seriilor radioactive (tab. 9), este mai mare în dacian, de unde rezultă că intensitatea mai crescută a acţionării dezintegrării nucleare a fost mai mare în dacian, faţă de meoţian.

S-a arătat anterior că în sistem a existat o energie care depăşeşte pe cea din sistemele de prelucrare a hidrocarburilor [24], iar prezenţa catalizatorilor naturali amplifică transformările. În sistemele moderne de termocataliză [4] se folosesc în prezent catalizatori de cracare zeolitici şi catalizatori cu site moleculare. Structura faujasitică are o largă utilizare, ori în dacian chabazitul, gismondinul şi phillipsitul au o pondere ridicată. Caracteristic pentru structura zeoliţilor [22] sînt golurile şi canalele din reţelele tridimensionale, în care se află legaţi slab cationi (tab. 9) şi molecule de apă, de unde rezultă posibilitatea schimbului de ioni [4; 12] şi a îndepărtării reversibile a apei intracristaline. Noile site moleculare [4] de tip M.L.T.-montmorillonit legat tridimensional, în care s-a inclus Ce, La, Te, Al, H, site cu interstiţii de 18Å şi cu suprafeţe specifice de 140 m^2/g realizează performanţe ridicate pentru cracarea unor materii prime foarte grele, deci a moleculelor „mai mari", cu masă moleculară ridicată, de genul izopropilnaftalină, perhidrofenantren, decalină, cumen [4].

Site moleculare-montmorillonite, cu componenta M = 15 Å s-a arătat [16] că există în zăcămintele analizate, în ele s-a identificat Y, Er, Ta, Ru, Rh, Mo, Nb, Ti, Rb, Sr, Zr (tab. 9).

În acest spaţiu de pori, polar, catalitic şi radioactiv, posedînd o apă interstiţială polară şi radioactivă, s-a aflat, de-a lungul timpului geologic de la meoţian şi din dacian, materia organică care, sub influenţa energiei dezvoltate de dezintegrarea nucleară a elementelor radioactive ale capetelor de serii şi a celor rezultate prin sciziunea în lanţ a nucleelor, s-a modificat continuu, ajungînd la punerea în exploatare a zăcămintelor în clasa de ţiţeiuri P.N., pentru sistemul din dacian, şi în clasa P.N.A., pentru sistemul din meoţian.

Pentru ţiţeiurile de tip P.N.A. caracteristic este şi faptul că posedă fracţiuni cu mase moleculare mai mari (tab. 4—7). Rămînerea în sistemul meoţian, din structura Măgurele—Mălăieşti, în proporţii mai ridicate faţă de dacian, a fracţiunilor cu mase moleculare mai mari s-ar datora prezenţei net inferioare a zeoliţilor catalitici, precum şi a sitelor moleculare de tip montmorillonit legat tridimensional, catalizatori saturaţi cu elemente chimice radioactive, precum şi unei intensităţi mai scăzute a energiei de dezintegrare nucleară, datorită lipsei samarskitului şi xenotimului.

Bibliografie

[1] Creangă, C. *Contribuţii la clasificarea chimică a ţiţeiurilor, clasificarea Carpatica.* Studii şi cercetări de chimie. Ed. Acad. R.P.R., nr. 1, 1961.

[2] Creangă, C. *Les pétroles bruts roumains dans la classification Carpatica.* Ed. Acad. R.P.R., t. VII, nr. 1, 1962.

[3] Creangă, C. *Studii asupra naturii chimice a țițeiurilor din zăcămintele românești de petrol.* Petrol și Gaze, **21**, nr. 8, 1970.
[4] Filotti, T. *Catalizatori.* În *Progrese în prelucrarea hidrocarburilor.* Ed. tehnică, București, 1984.
[5] Gottih, R. P. *Radioactivnîie elementi v neftegazovoi geologii.* Nedra, Moskva, 1980.
[6] * * * I.C.P.P.G. Cimpina. Proiecte de exploatare a zăcămintelor de petrol din structura Măgurele—Mălăiești.
[7] Keller, C. *Radiohimia.* Atomizdat, Moskva, 1978.
[8] Kruglov, A. K. ș.a. *Prirodnîe iadernîe reaktorî i priznaki ih obnarujenia.* Himia urana, Nauka, Moskva, 1981.
[9] Lazarovici, V. ș.a. *Chimia petrolului.* Lucrări practice. I.P.G. Ploiești, 1985.
[10] Nesmeianov, A. H., Lapițkii, A. V., Rudenko, N. P. *Polucenie radioactivnîh izotopov.* G. H.I., Moskva, 1954.
[11] Pârcălăbescu, D. I. *Contribuție la cunoașterea compoziției chimice a apelor de zăcământ din structura Moreni—Gura Ocniței.* Petrol și Gaze, **22**, nr. 1, 1971.
[12] Pârcălăbescu, D. I. *Schimbul ionic între mineralele argiloase prezente în unele structuri gazeifere și fluidele cu care vin în contact.* Buletinul Institutului de Petrol, Gaze și Geologie, București, v. XVIII, 1971.
[13] Pârcălăbescu, D. I. *Prezența unor elemente chimice în țițeiurile structurii Moreni—Gura Ocniței.* Petrol și Gaze, **23**, nr. 4, 1972.
[14] Pârcălăbescu, D. I. *Câteva considerații fizico-chimice și geochimice asupra unor țițeiuri din România.* Mine, Petrol și Gaze, **30**, nr. 10, 1979.
[15] Pârcălăbescu, D. I. *Asupra energiei sistemelor de hidrocarburi fluide în condiții de zăcământ.* Mine, Petrol și Gaze, **30**, nr. 11—12, 1979.
[16] Pârcălăbescu, D. I. *Considerații fizico-chimice și geochimice asupra mediului solid din structura petroliferă Mălăiești—Măgurele.* Mine, Petrol și Gaze, **31**, nr. 2, 1980.
[17] Pârcălăbescu, D. I. *Asupra compoziției chimico-mineralogice și a condițiilor de formare a rocilor zăcământului de sare gemă de la Ocnele Mari.* Mine, Petrol și Gaze, 43, nr. 8, 1982.
[18] Pârcălăbescu, D. I. Ismailov, K. K. *Prognozarea stărilor de agregare ale sistemelor de hidrocarburi fluide în procesele de exploatare folosind datele analizelor geochimice și fizico-chimice.* Mine, Petrol și Gaze, **36** nr. 9, 1985.
[19] Pârcălăbescu, D. I. *Asupra compoziției chimico-structurale a cocsurilor obținute în laborator din țițeiurile structurii Moreni—Gura Ocniței.* Mine, Petrol și Gaze, **37**, nr. 8, 1986.
[20] Pârcălăbescu, D. I. *Cercetări roentgenostructurale asupra unor carote extrase din zăcământul de săruri de la Slătioarele și unele supoziții de geneză.* Mine, Petrol și Gaze, **38**, nr. 7, 1987.
[21] Pârcălăbescu, D. I., Nistor, I. *Cercetări roentgenostructurale și chimico-spectrale asupra unor carote extrase de la adîncime din zona Căciulata—Cozia.* Mine, Petrol și Gaze, **38**, nr. 9, 1987.
[22] Pârcălăbescu, D. I. *Zeoliți decelați în roci colectoare și protectoare ale unor zăcăminte de hidrocarburi fluide din România și unele supoziții de geneză.* Mine, Petrol și Gaze, **39**, nr. 6, 1988.
[23] Ripan, R., Ceteanu, I. *Chimia metalelor.* Ed. didactică și pedagogică, București, 1969.
[24] Suciu, Gh., Tunescu, R. *Ingineria prelucrării hidrocarburilor.* Ed. tehnică, București, 1974.

Dimensionarea tehnologică optimizată a condensatoarelor

Conf. dr. ing. **D. Dobrinescu**
șef lucr. ing. **V. Somoghi**
asist. ing. **C. Pătrașcu**
Institutul de Petrol și Gaze Ploiești

În industria de petrol și gaze se utilizează frecvent condensatoare, ca de exemplu în instalațiile de separare din gazele de sondă a diverselor hidrocarburi (etan, propan, butan, pentan), în instalațiile de lichefiere și depozitare criogenică a gazului natural, în stațiile de încălzire a țițeiului prin condensare de abur etc.

În această lucrare se urmărește stabilirea unei metode de dimensionare tehnologică optimizată a condensatoarelor, prin minimizarea cheltuielilor anuale totale variabile, compuse din cheltuielile cu amortizarea aparatului și cheltuielile cu energia de pompare a fluidului rece prin aparat, pentru compensarea pierderii de presiune corespunzătoare.

Studiul se referă la condensarea izotermizobară a vaporilor de substanțe individuale, în mantaua condensatoarelor cu fascicul tubular, plasate orizontal, cu cap mobil și tuburi așezate în triunghi, prin tuburi circulînd agentul rece care se încălzește.

I. Algoritmul de calcul

Fluxul termic schimbat între fluidele care circulă prin condensator se exprimă prin relațiile :

$$Q = m_e \cdot r; \tag{1}$$

$$Q = m_i \cdot C_i (t_2 - t_1), \tag{2}$$

în care :

m_e reprezintă debitul masic de vapori care condensează, la exteriorul tuburilor, kg/s ;
r — căldura latentă de condensare a vaporilor, la temperatura de saturație, J/kg ;
m_i — debitul masic de lichid rece, care circulă prin interiorul tuburilor, kg/s ;
C_i — căldura specifică medie a fluidului rece, J/kg°C ;

t_1 — temperatura inițială a fluidului rece, °C;
t_2 — temperatura finală a fluidului rece, °C.

Fluxul termic Q rezultă în W și din cele două expresii ale sale se calculează necunoscutele inițiale ale problemei.

Acest flux termic se exprimă și prin relația clasică a transferului de căldură:

$$Q = k_{ed} \cdot A_e \cdot \Delta t, \tag{3}$$

în care aria de transfer de căldură (aria exterioară a tuturor tuburilor) este:

$$A_e = n \cdot \pi \cdot d_e \cdot L, \tag{4}$$

iar diferența medie de temperatură dintre fluide:

$$\Delta t = \frac{(t_s - t_1) - (t_s - t_2)}{\ln \frac{t_s - t_1}{t_s - t_2}}, \tag{5}$$

în care:

n reprezintă numărul total de tuburi;
d_e — diametrul exterior al tuburilor, m;
L — lungimea tuburilor, m;
t_s — temperatura de saturație (condensare) a vaporilor, °C.

Coeficientul global de transfer de căldură, exprimat pe unitatea de arie exterioară a tuburilor, care ține seamă și de depunerile de pe suprafețele tuburilor, k_{ed}, în W/m² °C, are expresia [4];

$$k_{ed} = \frac{1}{\frac{d_e}{\alpha_i d_i} + \frac{1}{\alpha_e} + R} =$$

$$= \frac{1}{\frac{d_e}{\alpha_i d_i} + \frac{1}{\alpha_e} + \frac{R_{di} \cdot d_e}{d_i} + \frac{d_e}{2\lambda} \ln \frac{d_e}{d_i} + R_{de}}, \tag{6}$$

unde:

α_i este coeficientul de convecție la interiorul tuburilor, W/m²°C;
α_e — coeficientul de convecție la exteriorul tuburilor, W/m² °C;
d_i — diametrul interior al tuburilor, m;
λ — conductivitatea termică a oțelului din care sînt confecționate tuburile, W/m °C;
R_{di} — rezistența termică a depunerilor interioare, m² °C/W;
R_{de} — rezistența termică a depunerilor exterioare, m² °C/W;
R — suma celor trei rezistențe termice finale din relație.

Pentru lichide care se încălzesc și $Re > 10^4$, α_i se poate stabili cu relația criterială [4];

$$Nu = 0{,}0209 \cdot Re^{0,8} \cdot Pr^{0,45} \tag{7}$$

(există relații specifice și pentru $Re < 10^4$), care, prin explicitarea criteriilor, devine:

$$\frac{\alpha_i \cdot d_i}{\lambda_i} = 0{,}0209 \left(\frac{d_i \cdot w \cdot \rho_i}{\mu_i} \right)^{0,8} \cdot \left(\frac{C_i \cdot \mu_i}{\lambda_i} \right)^{0,45}, \tag{8}$$

unde:

λ_i reprezintă conductivitatea termică a fluidului interior, W/m°C;
ρ_i — densitatea fluidului interior, kg/m³;
μ_i — viscozitatea dinamică a fluidului interior, kg/ms.

Aceste proprietăți fizice se iau la temperatura medie $(t_1 + t_2)/2$.

Viteza fluidului din interiorul tuburilor, w, în m/s, se calculează cu relația:

$$w = \frac{m_i \cdot N_p \cdot 4}{\rho_i \cdot n \cdot \pi \cdot d_i^2}, \tag{9}$$

în care N_p reprezintă numărul de pasuri (treceri) prin tuburi.

Înlocuindu-se w prin această expresie în relația (8), rezultă:

$$\alpha_i = \frac{X}{n^{0,8}}, \tag{10}$$

în care:

$$X = \frac{0{,}025356 (m_i \cdot N_p)^{0,8} \cdot \lambda_i^{0,55} \cdot C_i^{0,45}}{\mu_i^{0,35} \cdot d_i^{1,8}}. \tag{11}$$

Coeficientul de convecție la condensarea vaporilor, în exteriorul unui tub orizontal, se exprimă prin relația clasică [4]:

$$\alpha_e = 0{,}725 \left(\frac{\lambda_e^3 \cdot \rho_e^2 \cdot g \cdot r}{d_e \cdot \mu_e \cdot \Delta t_e} \right), \tag{12}$$

unde:

g reprezintă accelerația gravitațională, egală cu 9,81 m/s²;
λ_e — conductivitatea termică a condensului (din exteriorul tubului), W/m °C;
ρ_e — densitatea condensului, kg/m³;
μ_e — viscozitatea dinamică a condensului, kg/ms.
$\Delta t_e = t_s - t_p$, adică diferența dintre temperatura de saturație și temperatura medie a peretelui tubului, la exterior, care nu este cunoscută.

În aplicarea relației (12) trebuie presupus t_p, pentru a se cunoaște Δt_e și pentru a se stabili temperatura medie a peliculei de condens $(t_p + t_s)/2$ la care se iau λ_e, ρ_e și μ_e. Desigur că — în final — valoarea lui t_p trebuie verificată.

Fie, de exemplu, $t_s = 50°C$. Presupunîndu-se $t_p = 47°C$, rezultă $\Delta t_e = 3°C$ și $(t_p + t_s)/2 = 48{,}5°C$. La verificarea finală se obține $t_p = 44°C$, deci corect $\Delta t_e = 6°C$ și $(t_p + t_s)/2 = 47°C$. Conform acestui exemplu, se constată că prin Δt_e s-a făcut o eroare de 100%, dar că prin utilizarea proprietăților fizice ale condensului la 48,5°C în loc de 47°C nu s-a introdus o abatere însemnată.

Pentru a se evita astfel de situații, se preferă modificarea relației (12) astfel încît să nu mai apară Δt_e.

Din egalitățile :

$$Q = m_e r = \alpha_e \cdot n \cdot \pi \cdot d_e \cdot L \cdot \Delta t_e, \qquad (13)$$

rezultă :

$$\Delta t_e = \frac{m_e \cdot r}{\alpha_e \cdot n \cdot \pi \cdot d_e \cdot L} \qquad (14)$$

și, după înlocuirea în relația (12), se obține [4];

$$\alpha_e = 0{,}95389 \left(\frac{\lambda_e^3 \cdot \rho_e^2 \cdot g \cdot L \cdot n}{m_e \cdot \mu_e} \right)^{1/3}. \qquad (15)$$

Proprietățile fizice ale condensului se pot lua și la t_s, fără a se introduce o eroare însemnată asupra lui α_e și astfel se evită presupunerea și verificarea lui t_p.

Dacă se lucrează cu presupunerea lui t_p, valoarea acestuia se verifică, după calcularea lui α_e, cu expresia rezultată din relația (14):

$$t_p = t_s - \frac{m_e \cdot r}{\alpha_e \cdot n \cdot \pi \cdot d_e \cdot L}. \qquad (16)$$

În cazul practic al condensării în exteriorul unui fascicul de tuburi orizontale, din cauza scurgerii condensului pe verticală, de la un tub la altul, valoarea medie a lui α_e este mai mică decît în cazul unui tub singular. Valoarea α_e, calculată cu relația (15), trebuie corectată cu un factor de corecție F subunitar.

Pentru așezarea tuburilor în triunghi [2; 4; 6; 9]:

$$F = \frac{1}{N_v^{1/6}} = \frac{1}{(0{,}5 \cdot n^{0{,}5})^{1/6}} = \frac{1{,}1225}{n^{0{,}083333}}, \qquad (17)$$

N_v fiind numărul mediu de tuburi pe șirurile verticale.

Prin uzilizarea lui F, rezultă, pentru α_e, următoarea valoare corectată:

$$\alpha_e = \frac{0{,}95389 \cdot 1{,}1225}{n^{0{,}083333}} \cdot n^{1/3} \cdot L^{1/3} \cdot 9{,}81^{1/3} \cdot \left(\frac{\lambda_e^3 \cdot \rho_e^2}{m_e \cdot \mu_e} \right)^{1/3} \qquad (18)$$

sau :

$$\alpha_e = Y \cdot L^{1/3} \cdot n^{0{,}25}, \qquad (19)$$

în care :

$$Y = 2{,}292 \left(\frac{\lambda_e^3 \cdot \rho_e^2}{m_e \cdot \mu_e} \right)^{1/3}. \qquad (20)$$

Căderea de presiune (N/m^2) a lichidului care circulă prin tuburi se poate exprima prin relația [4]:

$$\Delta p = 1{,}3 \cdot f \cdot N_p \frac{\rho_t w^2}{2} \cdot \frac{L}{d_t}, \qquad (21)$$

care, prin factorul 1,3, ține seamă și de pierderile de presiune locale.

Pentru $Re = 10^3 \div 10^5$ coeficientul de frecare se poate stabili din expresia :

$$f = \frac{0{,}4205}{Re^{0{,}243}} = \frac{0{,}4205}{\left(\frac{d_t w \rho_t}{\mu_t} \right)^{0{,}243}}. \qquad (22)$$

Puterea consumată de pompă pentru compensarea pierderii de presiune este (în W);

$$P = \frac{m_t \cdot \Delta p}{\rho_t \cdot \eta}, \qquad (23)$$

iar cheltuielile anuale (lei/an) cu consumul corespunzător de energie electrică se exprimă prin [10; 11];

$$C_E = \frac{m_t \cdot \Delta p}{\rho_t \cdot \eta} \cdot \tau \cdot c, \qquad (24)$$

în care :

- η reprezintă randamentul global al pompei;
- τ — timpul anual de utilizare a aparatului, h/an;
- c — costul specific al energiei electrice, lei/Wh.

Făcîndu-se în relația (24) înlocuirile corespunzătoare expresiilor anterioare, inclusiv a vitezei, exprimată prin relația (9), se obține :

$$C_E = Z \frac{L}{n^{1{,}757}}, \qquad (25)$$

în care :

$$Z = 0{,}99367 \frac{\tau \cdot c \cdot \mu_t^{0{,}243} (m_t \cdot N_p)^{2{,}757}}{\eta \cdot \rho_t^2 \cdot d_t^{4{,}757}}. \qquad (26)$$

Cheltuielile anuale cu amortizarea schimbătorului de căldură (condensatorului), în lei/an, se exprimă prin relația [8]:

$$C_A = \frac{1 + y}{D_{ns}} \cdot C_s, \qquad (27)$$

în care :

- y reprezintă cota adăugată pentru montaj, reparații și întreținerea aparatului;
- D_{ns} — durata normată de serviciu, în ani.

Costul schimbătorului de căldură (lei), pentru arii de transfer $A_e = 200 \div 400$ m^2, se poate exprima prin relaţia:

$$C_s = 0{,}565 \cdot 10^6 + 2\,250 \cdot A_e. \qquad (28)$$

(Se pot stabili astfel de relaţii şi pentru alte domenii).

Rezultă în continuare:

$$C_A = \frac{1+y}{D_{ns}}(0{,}565 \cdot 10^6 + 2\,250 \cdot \pi \cdot d_e \cdot n \cdot L). \qquad (29)$$

Cheltuielile anuale totale, variabile cu geometria aparatului, în lei/an, a căror minimizare se urmăreşte, sînt deci:

$$C_T = C_A + C_E. \qquad (30)$$

II. Rezolvare analitică

În cele ce urmează se stabileşte şi se minimizează funcţia-obiectiv, pentru un caz concret de dimensionare tehnologică a unui condensator.

Aparatul serveşte la condensarea vaporilor de propan cu apă de răcire şi pentru el se cunosc următoarele:

— temperatura de saturaţie (condensare) a vaporilor de propan $t_s = 50$°C (17,9 bar);

— căldura latentă de condensare a propanului la temperatura de saturaţie $r = 286810$ J/kg;

— la temperatura medie a peliculei de condens, admisă 47°C, propanul lichid are $\rho_e = 450$ kg/m^3, $\lambda_e = 0{,}0879$ W/m°C şi $\mu_e = 8 \cdot 10^{-5}$ kg/ms [5];

— apa de răcire se încălzeşte de la $t_1 = 30$°C pînă la $t_2 = 40$°C;

— la temperatura medie de 35°C, apa are $\rho_l = 993{,}95$ kg/m^3, $c_l = 4\,170$ J/kg°C, $\lambda_l = 0{,}6255$ W/m°C şi $\mu_l = 7{,}276 \cdot 10^{-4}$ kg/ms;

— debitul masic de vapori de propan care condensează $m_e = 9{,}5$ kg/s;

— pentru calculul coeficientului global de transfer de căldură se admit $R_{di} = 0{,}0003$ m^2°C/W, $R_{de} = 0{,}0001$ m^2 °C/W şi pentru tuburi din oţel carbon $\lambda = 42$ W/m°C;

— pentru calculele economice se iau $y = 1$, $D_{ns} = 20$ ani, $\tau = 8\,000$ h/an, $c = 0{,}5 \cdot 10^{-3}$ lei/Wh şi $\eta_l = 0{,}7$.

Se admit tuburi cu $d_e = 20$ mm şi $d_i = 16$ mm, aşezate în triunghi cu pasul 26 mm şi un număr de treceri prin tuburi $N_p = 2$.

Se urmăreşte stabilirea numărului total de tuburi n şi lungimea tuburilor L, pentru care schimbul de căldură impus se face cu cheltuieli anuale totale minime.

Calcule preliminare;

$$Q = m_e \cdot r = 9{,}5 \cdot 286\,810 = 2{,}7247 \cdot 10^6 \text{W},$$

$$m_l = \frac{Q}{c_l(t_2 - t_1)} = \frac{2{,}7247 \cdot 10^6}{4\,170(40-30)} = 65{,}34 \text{ kg/s},$$

$$\Delta t = \frac{(50-30) - (50-40)}{\ln \frac{20}{10}} = 14{,}43°\text{C}.$$

Prin aplicarea relaţiei (29), rezultă:

$$C_A = \frac{1+1}{20}(0{,}565 \cdot 10^6 + 2\,250 \cdot \pi \cdot 0{,}02 \cdot n \cdot L) =$$

$$= 5{,}65 \cdot 10^4 + 14{,}137 \cdot n \cdot L.$$

Făcîndu-se înlocuirile numerice în relaţia (26), se obţine:

$$Z = 0{,}99367 \cdot \frac{8\,000 \cdot 0{,}5 \cdot 10^{-3}(7{,}276 \cdot 10^{-4})^{0{,}243}(65{,}34 \cdot 2)^{2{,}757}}{0{,}7 \cdot 993{,}95^2 \cdot 0{,}02^{4{,}757}} =$$

$$= 81{,}904 \cdot 10^6.$$

Conform relaţiilor (25) şi (30), funcţia-obiectiv este:

$$Cr = 5{,}65 \cdot 10^4 + 14{,}137 \cdot n \cdot L + 81{,}904 \cdot 10^6 \cdot \frac{L}{n^{1{,}757}}. \qquad (31)$$

Această funcţie are o restricţie, rezultată din condiţia:

$$A_e = n \cdot \pi \cdot d_e \cdot L = \frac{Q}{\Delta t}\left(\frac{d_e}{\alpha_i d_i} + \frac{1}{\alpha_e} + R\right).$$

Pe baza notaţiei din relaţia (6), rezultă:

$$R = 0{,}0003 \cdot \frac{20}{16} + \frac{0{,}02}{2 \cdot 42} \ln \frac{20}{16} + 0{,}0001 =$$

$$= 5{,}2813 \cdot 10^{-4} \quad \text{m}^2\,°\text{C/W}.$$

Aplicîndu-se relaţiile (11) şi (20), se obţin:

$$X = \frac{0{,}025356(65{,}34 \cdot 2)^{8{,}0} 0{,}6255^{0{,}55} \cdot 4\,170^{0{,}45}}{(7{,}276 \cdot 10^{-4})^{0{,}35} \cdot 0{,}016^{1{,}8}} =$$

$$= 8{,}8096 \cdot 10^5,$$

$$Y = 2{,}292\left(\frac{0{,}0879^3 \cdot 450^2}{9{,}5 \cdot 8 \cdot 10^{-5}}\right)^{1/3} = 129{,}4$$

Revenind la expresiile anterioare ale lui A_e, rezultă:

$$\pi \cdot 0{,}02 \cdot n \cdot L = \frac{2{,}7247 \cdot 10^6}{14{,}43}\left(\frac{20 \cdot n^{0{,}8}}{16 \cdot 8{,}8096 \cdot 10^4} + \cdot \right.$$

$$\left. + \frac{1}{129{,}64 \cdot L^{1/3} \cdot n^{0{,}25}} + 5{,}2813 \cdot 10^{-4}\right).$$

Prin simplificarea acestei egalități se obține restricția:

$$G = \frac{23\,181}{L^{1/3} \cdot n^{0,25}} - L \cdot n + 4{,}2641 \cdot n^{0,8} + 1\,587 = 0. \quad (32)$$

Minimizarea funcției-obiectiv (31), cu restricția (32), se poate realiza — în principiu — prin metoda determinantului Jacobian sau prin metoda multiplicatorului Lagrange [1; 3; 7]. Prin ambele metode se ajunge la rezolvarea următorului sistem de două ecuații cu două necunoscute:

$$\frac{\partial C_T}{\partial L} \cdot \frac{\partial G}{\partial n} = \frac{\partial C_T}{\partial n} \cdot \frac{\partial G}{\partial L},$$

$$G = 0$$

Stabilindu-se derivatele parțiale, rezultă forma concretă a sistemului de ecuații:

$$\left(14{,}137 \cdot n + \frac{81{,}904 \cdot 10^6}{n^{1,757}}\right) \cdot \left(-\frac{5\,795{,}25}{L^{1/3} \cdot n^{1,25}} - L + \frac{3{,}41128}{n^{0,2}}\right) = \left(14{,}137 \cdot L - \frac{143{,}905 \cdot 10^6 \cdot L}{n^{2,757}}\right) \cdot \left(-\frac{7\,727}{L^{4/3} \cdot n^{0,25}} - n\right) \quad (33)$$

$$\frac{23\,181}{L^{1/3} \cdot n^{0,25}} - L \cdot n + 4{,}2641 \cdot n^{0,8} + 1\,587 = 0. \quad (34)$$

Rezolvarea acestui sistem se poate face prin încercări succesive, dar este foarte dificilă. În ecuația (34) se iau diverse valori pentru n și rezultă ecuații în L care se rezolvă prin încercări. Cu perechile de valori $n - L$ stabilite, se calculează cei doi termeni ai ecuației (33), pînă se obține egalitatea acestora. Mai ușor este să se introducă perechile de valori $n - L$ direct în funcția-obiectiv (31), pînă cînd se obține valoarea minimă a lui C_T. În tabelul 1, se prezintă rezultatele obținute în acest mod. Se constată că valoarea minimă este $C_T = 129\,289$ lei/an și corespunde lui $n = 783$ și lui $L = 6{,}198$ m. Înlocuindu-se aceste valori în ecuația (33), se obține între cei doi membri ai egalității o diferență de numai 0,2%. Relațiile sînt foarte sensibile și, pentru a se obține o mai mare exactitate, ar trebui să se stabilească L și cu zecimi de milimetru.

În continuare, se stabilesc valorile tuturor parametrilor condensatorului, în situația optimă determinată.

Diametrul interior al mantalei (D_i în mm), pentru schimbătoare de căldură cu cap mobil, racorduri de diametru uzual maxim și $N_p = 2$, avînd tuburi cu $d_e = 20$ mm așezate în triunghi cu pasul 26 mm, se poate stabili cu relațiile:

— pentru $n = 188 \div 818$ tuburi:

$$D_i = 354{,}7 + 0{,}6667 \cdot n; \quad (35)$$

— pentru $n = 818 \div 1\,966$ tuburi:

$$D_i = 615 + 0{,}3484 \cdot n. \quad (36)$$

În cazul condensatorului dimensionat, pentru $n = 783$ tuburi, se obține:

$$D_i = 354{,}7 + 0{,}6667 \cdot 783 = 877 \text{ mm}.$$

Conform relației (4), rezultă:

$$A_e = 783 \cdot \pi \cdot 0{,}02 \cdot 6{,}198 = 304{,}93 \text{ m}^2$$

(este cuprinsă între 200 și 400 m^2, așa cum s-a admis).

Cu relația (3) se obține:

$$k_{ed} = \frac{Q}{A_e \cdot \Delta t} = \frac{2{,}7247 \cdot 10^6}{304{,}93 \cdot 14{,}43} = 619{,}2 \text{ W/m}^2\text{°C}.$$

Coeficienții de convecție au valorile:

$$\alpha_i = \frac{X}{n^{0,8}} = \frac{8{,}8096 \cdot 10^5}{783^{0,8}} = 4265{,}3 \text{ W/m}^2\text{ °C};$$

$$\alpha_e = Y \cdot L^{1/3} \cdot n^{0,25} = 129{,}64 \cdot 6{,}198^{1/3} \cdot 783^{0,25} = 1\,259{,}7 \text{ W/m}^2\text{ °C}.$$

Verificarea lui k_{ed}:

$$k_{ed} = \frac{1}{\frac{d_e}{\alpha_i d_i} + \frac{1}{\alpha_e} + R} =$$

$$= \frac{1}{\frac{20}{4\,265{,}3 \cdot 16} + \frac{1}{1\,259{,}7} + 5{,}2813 \cdot 10^{-4}} =$$

$$= 619{,}2 \text{ W/m}^2\text{ °C}.$$

Tabelul 1

Stabilirea valorii minime a lui C_T

n	760	770	780	782	783	785	790	800
L	6,356	6,287	6,219	6,205	6,198	6,185	6,152	6,088
C_T	129 307	129 304	129 299	129 292	129 289	129 291	129 292	129 307

Viteza apei în tuburi rezultă din relaţia (9):

$$w = \frac{65{,}34 \cdot 2 \cdot 4}{993{,}95 \cdot 783 \cdot \pi \cdot 0{,}016^2} = 0{,}83513 \text{ m/s};$$

$$R_e = \frac{d_i \cdot w \cdot \rho_i}{\mu_i} = \frac{0{,}016 \cdot 0{,}83513 \cdot 993{,}95}{7{,}276 \cdot 10^{-4}} = 18\,253.$$

(este cuprins între 10^4 şi 10^5, aşa cum s-a admis).

Temperatura medie pe suprafaţa exterioară a tuburilor se obţine cu relaţia (16):

$$t_p = 50 - \frac{2{,}7247 \cdot 10^6}{1\,259{,}7 \cdot 783 \cdot \pi \cdot 0{,}02 \cdot 6{,}198} = 43°C.$$

Temperatura medie a peliculei de condens este 46,5°C şi proprietăţile fizice ale condensului s-au luat la 47°C. Dacă s-ar fi luat aceste proprietăţi fizice la $t_s = 50°C$, s-ar fi obţinut pentru α_e o valoare cu numai aproximativ 2% mai mică, eroarea nefiind semnificativă.

Căderea de presiune a apei în condensator:

$$\Delta p = 1{,}3 \cdot \frac{0{,}4205}{Re^{0{,}243}} \cdot N_p \frac{\rho_i \cdot w^2}{2} \cdot \frac{L}{d_i} =$$

$$= \frac{1{,}3 \cdot 0{,}4205 \cdot 2 \cdot 993{,}95 \cdot 0{,}83513^2 \cdot 6{,}198}{18\,253^{0{,}243} \cdot 2 \cdot 0{,}016} =$$

$$= 13\,527 \text{ N/m}^2.$$

Cheltuielile anuale cu amortizarea se stabilesc cu relaţia (29):

$$C_A = \frac{1+1}{20}(0{,}565 \cdot 10^6 + 2\,250 \cdot 304{,}93) =$$

$$= 125\,109 \text{ lei/an.}$$

Cheltuielile anuale cu consumul de energie electrică:

$$C_E = Z \cdot \frac{L}{n^{1{,}757}} = 81{,}904 \cdot 10^6 \cdot \frac{6{,}198}{783^{1{,}757}} =$$

$$= 4\,180 \text{ lei/an.}$$

Verificarea cheltuielilor anuale totale:

$$C_T = C_A + C_E = 129\,289 \text{ lei/an.}$$

III. Program de calcul

În practica dimensionării tehnologice a schimbătoarelor de căldură, se obişnuieşte să se recurgă la alegerea unor aparate tipizate, în special pentru diametrul interior al mantalei şi geometria fasciculului tubular. În plus, pentru tuburi există recomandări şi cu privire la lungimea utilizată, preferîndu-se, în majoritatea cazurilor, 4 sau 6 m. Avînd în vedere aceste recomandări, aparatul optim dimensionat anterior trebuie înlocuit cu cel mai apropiat aparat tipizat, refăcîndu-se, pentru acesta calculele tuturor parametrilor constructiv-funcţionali corespunzători.

Pentru a se evita astfel de operaţii, este indicat ca de la început să se admită, pentru numărul total de tuburi, numai valori tipizate. Respectîndu-se restricţia, se obţin valori corespunzătoare ale lungimii tuburilor şi apoi se stabileşte aparatul optim, pentru care C_T este minim. Fiind recomandabil să se analizeze toate cazurile obişnuite în practică ($d_e = 20$ mm şi $d_e = 25$ mm, respectiv, $N_p = 2$ şi $N_p = 4$) şi pentru că, în final, sînt necesare valorile tuturor parametrilor constructiv-funcţionali, programul de calcul pentru dimensionarea optimizată a condensatoarelor, care se prezintă în continuare, a fost alcătuit în acest sens.

Programul este conceput într-o formă generală, în limbaj Basic, specific calculatoarelor personale de tip TIM-S. El poate fi particularizat pentru condensarea oricăror vapori de substanţă pură, prin introducerea datelor specifice acestora:

— debitul masic de vapori, temperatura de saturaţie, căldura latentă de condensare la t_s, proprietăţile fizice ale condensului (ρ_e, λ_e şi μ_e) la t_s sau la o temperatură medie mai mică cu cîteva grade decît t_s;

— temperatura iniţială şi temperatura finală a apei de răcire, precum şi proprietăţile fizice

Caracteristicile geometrice ale schimbătoarelor de căldură tipizate *Tabelul 2*

D_i, mm		480	600	700	800	900	1 000	1 100	1 200	1 300
Fascicul tubular		*n*, tuburi								
$d_e = 20$ mm $d_i = 16$ mm pasul 26 mm	$N_p = 2$	188	354	504	666	818	1 122	1 372	1 656	1 966
	$N_p = 4$	176	318	466	652	802	1 046	1 336	1 610	1 900
$d_e = 25$ mm $d_i = 21$ mm pasul 32 mm	$N_p = 2$	134	224	312	430	576	714	900	1 090	1 284
	$N_p = 4$	130	212	296	412	538	684	868	1 024	1 262

PROGRAM DE CALCUL

Anexă

```
5  REM Dimensionarea tehnologică optimizată a unui condensator
10 REM Aşezarea tuburilor - triunghi echilateral
15 REM D (i) - diametrul interior al mantalei
20 REM N (i,j); j=1 tuburi de/di = 25/21; 2 treceri
25 REM N (i,j); j=2 tuburi de/di = 25/21; 4 treceri
30 REM M (i,j); j=1 tuburi de/di = 20/16; 2 treceri
35 REM M (i,j); j=2 tuburi de/di = 20/16; 4 treceri
40 DIM D (10): DIM N (10,2) : DIM M (10,2)
45 FOR j=1 TO 2
50 FOR i=1 TO 9
55 READ N (i,j)
60 NEXT i: NEXT j
65 DATA      134,224,312,430,576,714,900,1090,1284
            130,212,196,412,538,684,868,1024,1262
70 FOR j=1 TO 2
75 FOR i=1 TO 9
80 READ M (i,j)
85 NEXT i: NEXT j
90 DATA      188,354,504,666,818,1122,1372,1656,1966
            176,318,466,652,802,1046,1336,1610,1900
95 FOR i=1 TO 9
100 READ D (i)
105 NEXT i
110 DATA      480,600,700,800,900,1000,1100,1200,1300
115 INPUT "Coeficient majorare cheltuieli y="; y
120 INPUT "Durata normată de serviciu Dns="; Dns
125 INPUT "Timp de exploatare, ore/an, Tau="; Tau
130 INPUT "Preţ energie electrică, lei/Wh, Cen="; Cen
135 INPUT "Randament pompă pentru apă, Eta="; Eta
140 INPUT "Rezistenţe termice depuneri interioare/exterioare,
          m2OC/W, Rdi="; Rdi, "Rde="; Rde
145 PRINT "INTRODUCETI - pentru apa de răcire - temperatura
          de intrare/ieşire t1/t2, proprietăţile medii - Ri -
          densitatea, Li - conductivitatea termică, Ci - căldura
          specifică, Mi - viscozitatea dinamică"
150 INPUT "t1 ="; t1, "t2 ="; t2
155 INPUT "Ri (kg/m3)="; Ri, "Ci (J/kgoC)="; Ci,
          "Li (W/moC)="; Li, "Mi (kg/ms)="; Mi
160 PRINT "INTRODUCETI-pentru vapori - debitul Mv, căldura
          latentă de condensare - R, pentru condens densitatea - Rc,
          conductivitatea termică - Lc, viscozitatea dinamică - Mc
165 INPUT "Mv (kg/s)="; Mv, "Temp. saturaţie ts ="; ts
170 INPUT "R (J/kg)="; R, "Rc (kg/m3)="; Rc,
          "Lc (W/moC)="; Lc, "Mc (kg/ms)="; Mc
175 INPUT "de="; de, "di="; di
180 FOR j=1 TO 2 : FOR i=1 TO 9
185 IF   j=2 THEN LET Np= 2
190 IF   j=2 THEN LET Np= 4
195 IF   de= 0,025 THEN GO TO 205
200 LET N (i,j) = M (i,j)
205 LET N = N (i,j)
210 LET Q = Mv*R
215 LET Mr = Q/ (Ci* (t2- t1))
220 LET Dt1= ts - t1 : LET Dt2 = ts - t2
225 LET Dt = (Dt1 - Dt2)/ LN (Dt1/Dt2)
230 LET A1fi = 0.025356*Mr↑0.8*Li↑0.55*Ci↑0.45*Np↑0.8/
    (Mi↑0.35*di↑1.8*N↑0.8)
235 LET C1 = ((Lc↑3*Rc↑2)/(Mv*Mc))↑(1/3)
240 REM Lt - lungimea tuburilor, m
245 LET Lt = 4
250 LET A1fe = 2.292*C1*Lt↑(1/3)*N↑0.825
255 LET Rt = Rdi*de/di + de*LN (de/di)/ (2*42) + Rde
260 LET Ked = 1/(de/(A1fi*di) + 1/A1fe + Rt)
265 LET Ae = Q/(Ked*Dt)
270 LET Ltc = Ae/(Pi*de*N)
275 LET Cv1 = ABS (Ltc - Lt)
280 IF Cv1 0.001 THEN GO TO 295
285 LET Lt = Lt + 0,75* (Ltc - Lt)
290 GO TO 250
295 LET Wi = 4*Np*Mr/(Pi*N*Ri*di↑2)
300 LET Re = Wi*di*Ri/Mi
305 LET f = 0.4205/Re↑0.243
310 LET Dp = 1.3*f*Ri*Wi↑2*Np*Lt/(2*di)
315 LET Cs = 0.565E6 + 2250*Ae
320 LET CA = (1 + y)*Cs/Dns
325 LET CE = Mr*Tau*Cen*Dp/(Eta*Ri)
330 LET CT = CA + CE
335 PRINT "REZULTATE PENTRU SCHIMBATORUL CU"
                "de ="; de; "Np ="; Np
340 PRINT "_____"
345 PRINT "N ="; N, "D (i) ="; D (i)
350 PRINT "A1fi ="; A1fi, "Wi ="; Wi
355 PRINT "Lt ="; Lt, "A1fe ="; A1fe
360 PRINT "Ked ="; Ked, "Ae ="; Ae
365 PRINT "CA ="; CA, "Re ="; Re
370 PRINT "Dp ="; Dp, "CE ="; CE
375 PRINT "CT ="; CT
380 PRINT "_____"
385 NEXT i
390 PRINT "++++++++++++++++++++++++++++"
400 NEXT j
```

ale apei (ρ_i, C_i, λ_i şi μ_i), la temperatura sa medie aritmetică;

— rezistenţele termice ale depunerilor interioare şi exterioare, conductivitatea termică a tuburilor, randamentul global al pompei, timpul anual de utilizare, costul specific al energiei electrice, cota adăugată pentru montaj, reparaţii şi întreţinerea aparatului şi durata normată de serviciu.

În program sînt incluse caracteristicile geometrice ale schimbătoarelor de căldură tipizate, schimbătoare cu cap mobil, cu tuburi aşezate în triunghi echilateral şi cu valori maxime ale diametrului racordurilor pentru intrarea şi ieşirea fluidelor, aceste caracteristici fiind sintetizate în tabelul 2 [4].

Programul de calcul elaborat, care este prezentat în anexă, afişează în final tabelele cu rezultate, pentru cele patru situaţii analizate (două valori pentru d_e şi două valori pentru N_p). Din aceste tabele urmează să se aleagă aparatul optimizat, care satisface şi valoarea tipizată a lungimii tuburilor.

În tabelele 3 şi 4 sînt prezentate rezultatele obţinute la calculator, pe baza programului elaborat, pentru tuburi cu $d_e = 20$ mm şi respectiv $d_e = 25$ mm, semnalîndu-se şi valorile minime pentru C_T. Se constată că valoarea cea mai mică pentru C_T aparţine cazului cu $d_e = 20$ mm şi $N_p = 2$. În plus, pentru această geometrie optimă a condensatorului, corespunde şi o valoare tipizată a lungimii tuburilor $L \approx 6$ m.

În final, se poate trage concluzia că metoda stabilită pentru dimensionarea tehnologică optimizată a condensatoarelor, precum şi programul de calcul corespunzător elaborat sînt uşor de aplicat şi utile în proiectarea condensatoarelor necesare în practica industrială.

Metoda de calcul stabilită utilizează cele mai corecte relaţii existente şi nu face nici o ipoteză de simplificare.

Rezultate obținute la calculator pentru tuburi cu $d_e = 20$ mm *Tabelul 3*

Parametrii	$N_p = 2$					$N_p = 4$				
n, tuburi	504	666	818	1 122	1 372	802	1 046	1 336	1 610	1 900
D_i, mm	700	800	900	1 000	1 100	900	1 000	1 100	1 200	1 300
α_i, W/m² °C	6 052	4 842	4 108	3 190	2 716	7 265	5 875	4 830	4 161	3 644
w, m/s	1,2974	0,9818	0,7994	0,5828	0,4766	1,6306	1,2503	0,9789	0,8123	0,6883
L, m	9,042	7,111	5,978	4,609	3,925	5,670	4,491	3,636	3,105	2,705
α_e, W/m² °C	1 279,7	1 266,5	1 258,3	1 248,7	1 244,6	1 230,2	1 216,4	1 205,3	1 198,0	1 192,6
k_{ed}, W/m² °C	659,58	634,57	614,57	581,12	558,09	660,93	639,79	618,59	601,23	584,93
A_e, m²	286,33	297,62	307,30	324,99	338,40	285,75	295,18	305,30	314,12	322,87
C_A, lei/an	120 925	123 464	125 643	129 622	132 641	120 793	122 917	125 193	127 178	129 147
Re	28 358	21 460	17 473	12 738	10 417	35 642	27 328	21 396	17 754	15 044
Δp, N/m²	42 798	20 627	12 083	5 347	3 198	80 207	39 837	20 985	12 909	8 408
C_E, lei/an	16 077	7 748	4 539	2 009	1 201	30 129	14 965	7 883	4 849	3 158
C_T, lei/an	137 002	131 212	130 182	131 631	133 842	150 922	137 882	133 076	132 027	132 305

Rezultate obținute la calculator pentru tuburi cu $d_e = 25$ mm *Tabelul 4*

Parametrii	$N_p = 2$					$N_p = 4$				
n, tuburi	224	312	430	576	714	538	684	868	1 024	1 262
D_i, mm	600	700	800	900	1 000	900	1 000	1 100	1 200	1 300
α_i, W/m² °C	7 155	5 458	4 223	3 342	2 815	6 145	5 072	4 192	3 673	3 107
w, m/s	1,6946	1,2166	0,8827	0,6590	0,5316	1,4111	1,1099	0,8746	0,7414	0,6015
L, m	15,792	11,815	8,980	7,041	5,917	6,900	5,600	4,569	3,977	3,347
α_e, W/m² °C	1 258,3	1 240,9	1 227,0	1 217,3	1 212,0	1 188,7	1 177,4	1 167,6	1 161,9	1 155,8
k_{ed}, W/m² °C	679,77	652,33	622,70	592,86	569,10	647,67	627,70	606,26	590,37	569,05
A_e, m²	277,83	289,50	303,29	318,55	331,80	291,60	300,87	311,51	319,89	331,88
C_A, lei/an	119 011	121 641	124 740	128 175	131 162	122 110	124 197	126 591	128 477	131 174
Re	48 614	34 902	25 324	18 905	15 251	40 481	31 840	25 091	21 268	17 257
Δp, N/m²	85 224	35 620	15 410	7 229	4 165	53 996	28 738	15 427	10 044	5 856
C_E, lei/an	32 014	13 381	5 789	2 716	1 565	20 283	10 795	5 795	3 773	2 200
C_T, lei/an	151 025	135 022	130 529	130 891	132 727	142 393	134 992	132 386	132 250	133 374

Bibliografie

[1] Beveridge, G. S., Schechter, C. S. *Optimization-theory and practice.* McGraw-Hill, New York, 1970.

[2] Collier, J. G., *Convective boiling and condensation.* McGraw-Hill, New York, 1972.

[3] Curievici, I. *Optimizări în industria chimică.* Ed. didactică și pedagogică, București, 1980.

[4] Dobrinescu, D. *Procese de transfer termic și utilaje specifice.* Ed. didactică și pedagogică, București, 1983.

[5] Gallant, R. W. *Physical properties of hydrocarbons.* Vol. 1, Gulf Publishing Company, Houston-Texas, 1968.

[6] Kakac, S., Bergles, A. E., Mayinger, F. *Heat exchangers.* McGraw-Hill, New York, 1981.

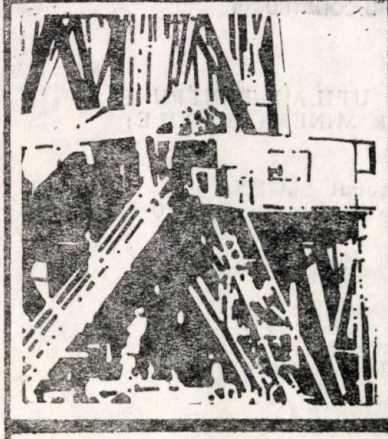
[7] * * * *Modelarea matematică a proceselor de transfer de căldură și optimizarea echipamentului de schimb de căldură.* Academia de Științe, Kiev, 1979.

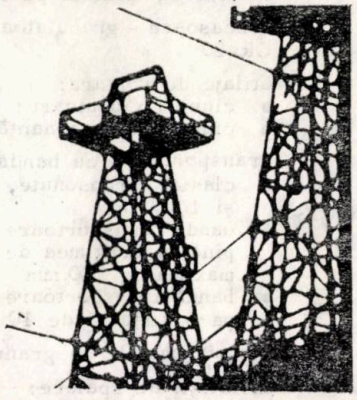
[8] Peters, M., Timmerhaus, K. *Plant design and economics for chemical engineers.* McGraw-Hill, New York, 1980.

[9] Rohsenow, W. M., Hartnett, J. P. *Handbook of heat transfer.* McGraw-Hill, New York, 1973.

[10] Smigelschi, O., Woinaroschy, A. *Optimizarea proceselor în industria chimică.* Ed. tehnică, București, 1978.

[11] Woinaroschy, A. *O nouă metodă pentru dimensionarea tehnologică optimă a condensatoarelor tubulare.* Revista de Chimie, nr. 12, 1987 p. 1 114—1 121.





MINISTERUL
PETROLULUI

Intreprinderea de reparatii utilaj electric, automatizari si radiocomunicatii

EXECUTA:

- confecţii de echipamente electrice, prefabricate de forţă, distribuţie, automatizări şi radiocomunicaţii specifice industriei petroliere;
- reparaţii de motoare, transformatoare, aparataje electrice;
- reparaţii şi confecţii de scule de foraj extracţie.
- activitate de service în legătură cu aceste activităţi.

IRUEAR CIMPINA,
str. Bobîlna nr. 44,
jud. PRAHOVA, telex 19
telex 19625,
telefon 973/35751, 35781,
36071.

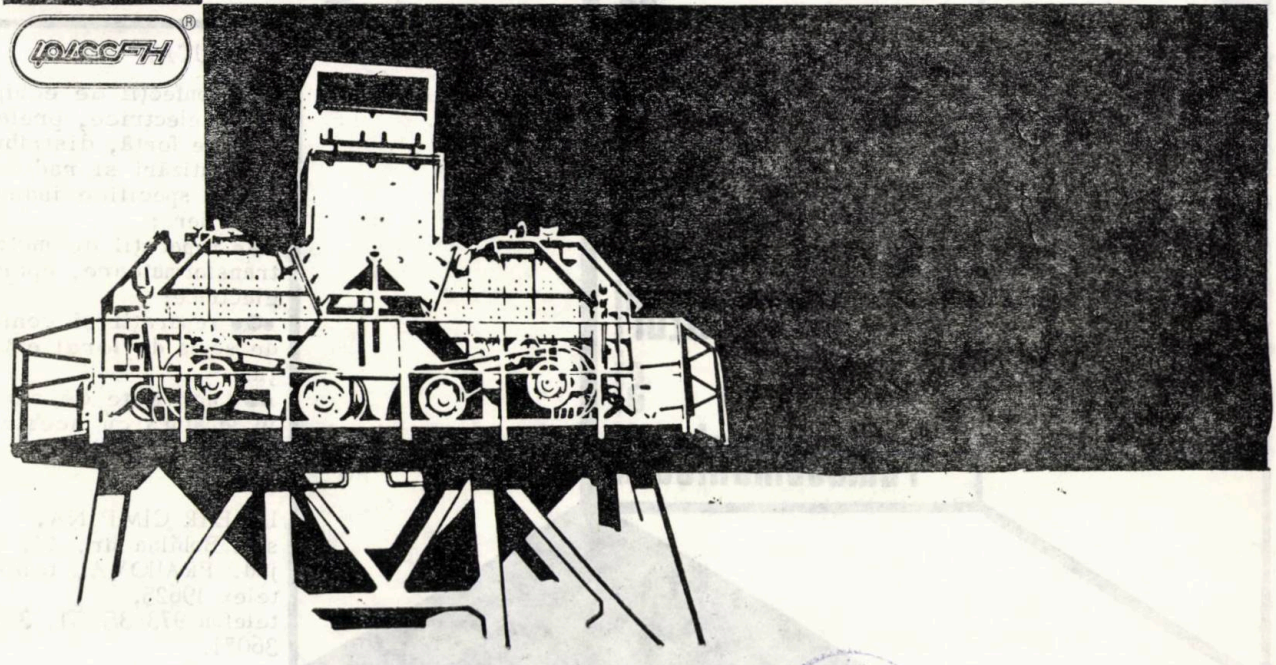
INTREPRINDEREA DE PRODUCŢIE INDUSTRIALĂ PENTRU CONSTRUCŢII CĂI FERATE „HARGHITA" MIERCUREA-CIUC

PRODUCE SI LIVREAZA, PE BAZA DE COMANDA, UTILAJE PENTRU EXPLOATAREA SI PRELUCRAREA SUBSTANTELOR MINERALE UTILE:

- utilaje de foraj:
  - foreză rotopercutantă FRA-115 montată pe tractorul SM-800
  - foreză rotopercutantă FRPH-105 cu baterie de compresoare EC-10
  - foreză rotopercutantă FRP-250
- maşină pentru prepararea amestecului exploziv şi pentru introducerea explozivului MUG-1 în găurile de mină
- utilaje percutoare hidromecanice:
  - percutor hidromecanic PHM-100 montat pe excavator
  - percutor hidromecanic montat la grătarele de alimentare ISAG-1
- alimetatoare:
  - cu plăci A-3000; A-6000; A-8300
  - cu sanie
  - pivotante
- separatoare de steril: SV-1200 şi SV-1500
- sortatoare de blocuri SPB-1200 şi SPB-1500
- grupuri de concasoare:
  - fixe, montate pe ramă metalică: GC-64; GC-96; GC-129 şi GC-150-120
  - mobile, montate pe trailere: GMC-64; GMC-96; GMC-129
- concasoare - granulatoare prin impact: GR-6; GR-8; GR-10; GR-14; GR-20
- utilaje de sortare:
  - ciururi vibratoare: CG-6; CG-12; CG-24
  - ciururi de rezonanţă: CR-6; CR-20
- transportoare cu bandă:
  - clasice, tronsonate, cu lăţimea benzii de 500; 650; 800; 1000; 1200 şi 1400 mm
  - bandă transportoare verticală TBV-1, care realizează transportul pînă la înălţimea de 22,5 m, al materialelor granulate cu dimensiunea maximă de 150 mm
  - bandă transportoare pe cablu de oţel, care poate efectua transportul pe o distanţă de 10 km cu un singur dispozitiv de acţionare
- grupuri mobile de granulare-sortare:
- instalaţii de spălare:
  - maşină de spălat cu şnec
  - maşină de spălat cu cupe
- utilaje de haldat

INTREPRINDEREA DE PRODUCTIE INDUSTRIALA PENTRU CONSTRUCTII CAI FERATE "HARGHITA" - MIERCUREA - CIUC

str. Harghita nr. 37, telex 67248, telefon 958/13040...45



INTREPRINDEREA CAROTAJ SI PERFORARE Ploiești

INTREPRINDEREA DE CAROTAJ SI PERFORARE PLOIESTI

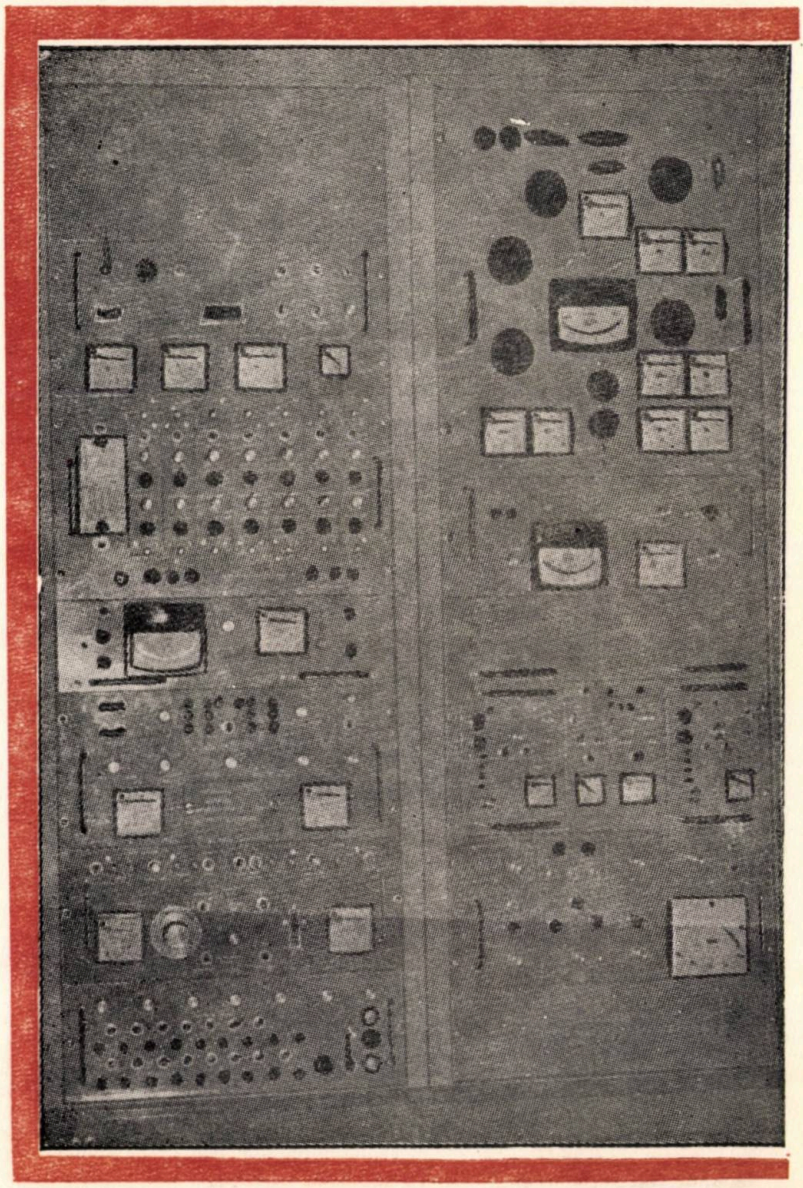
EXECUTA:

• o gamă complexă de investigări geofizice de sondă pentru toate tipurile de sondă-referinţă, la presiuni şi temperaturi ridicate (1400 bar şi 175°C), precum şi prelucrarea cantitativă a diagrafiei la sistemul de calcul propriu pentru toate tipurile de formaţiuni.

Intreprinderea poate execute operaţiuni de investigare moderne, cum sînt:

- carotaj electric special;
- carotaj electric standard;
- microcarotaj;
- microlaterolog cuplat cu cavernometrie;
- cavernometrie;
- carotaj inductiv dual;
- dual laterolog;
- carotaj neutronic compensat;
- carotaj compensat de densitate;
- carotaj acustic de viteză;
- carotaj acustic de cimentare;
- cromatografie;
- deviaţia sondelor şi dirijarea lor;
- pandajmetrie continuă.

Diagrafia se prelucrează automat cu pas de eşantionare 0,2 m cu programe stabilite special pentru tipuri de formaţiuni litologice şi condiţii tehnice speciale, determinîndu-se parametrii de porozitate, saturaţie etc.

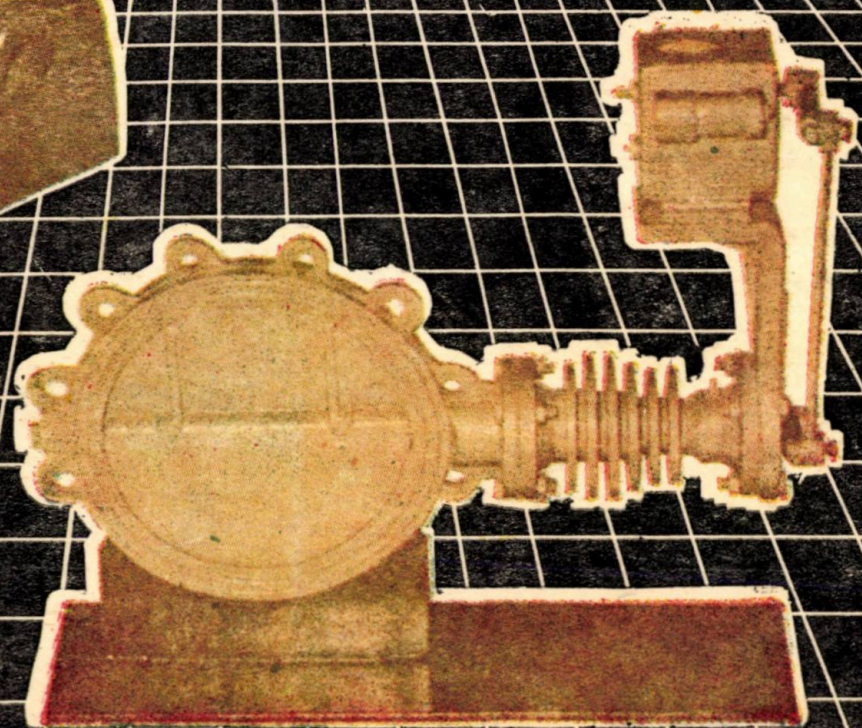


INTREPRINDEREA DE CAROTAJ SI PERFORARE

PLOIESTI, str. Clopoţei nr. 2A
telefon: 45421, 11774, 23440, 21842; telex: 207.

INTREPRINDEREA MECANICA GAZ METAN MEDIAS

PRODUCE SI LIVREAZA:

- arzătoare gaze naturale;
- aparatură pneumatică (elemente de automatizare cîmpuri sondă, elemente de siguranţă presiune gaze; elemente de reglare presiune gaze şi elemente de automatizare a instalaţiilor de ardere cu gaze naturale);
- utilaj tehnologic pentru ţiţei şi gaze (pompe hidraulice; aparatură pentru filtrare-separare; încălzitoare şi schimbătoare de căldură; utilaje complexe pentru extracţia gazelor naturale);
- aparate de măsură debite gaze;
- piese de schimb (utilaj petrolier; compresoare şi motocompresoare);
- reparaţii utilaj petrolier;
- PRODUSE CU CARACTER DE NOUTATE IN AUTOMATIZARI PROCESE ARDERE - ASIMILATE
  - regulatoare directe de raport tip RR-Dn 15...100 mm;
  - regulatoare directe presiune diferenţială gaz/presiune diferenţială aer tip RRD-Dn 15...100 mm;
  - robineţi cu clapă fluture pentru aer rece sau cald (500° C), acţionaţi manual sau electric, tip RCF-Dn 50...500 mm;
  - supapă descărcare atmosferă tip SDA-1, Dn 32 mm;
  - arzător pilot tip AP 0,2/400.

IMGM MEDIAS, str. Aurel Vlaicu nr. 35 A, telefon: 15864